

SimSEB

**Methoden zur Simulation
stoßbeanspruchter
Stahlbetonstrukturen
unter Berücksichtigung
induzierter
Erschütterungen**

SimSEB

Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen

Abschlussbericht

Christian Heckötter
Jens Arndt
Jürgen Sievers

September 2020

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS1550B durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

Deskriptoren

Aufprall, Aufprallversuche, Beton, Boden-Bauwerks-Interaktion, Finite-Elemente Methode, Flugzeugabsturz, Induzierte Erschütterungen, LS-DYNA, Stahlbeton, Turbinen

Kurzfassung

Im Rahmen des vom BMWi finanzierten Vorhabens RS1550B (SimSEB) wurden Analysemethoden zur Beschreibung des strukturmechanischen Verhaltens von Stahlbetonstrukturen unter hochdynamischer Belastung weiterentwickelt und erprobt. Dabei standen sowohl lokale Schädigungen als auch induzierte Erschütterungen im Vordergrund. Ein Schwerpunkt der Arbeiten bestand in der Beteiligung an den Phasen III und IV des internationalen Forschungsprojektes IMPACT, welches bei VTT durchgeführt wird. Weiterhin wurde an der CSNI-Aktivität IRIS-3 teilgenommen. Anhand eines entwickelten Analysemodells eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi wurden Simulationen zum Lastfall Flugzeugabsturz unter Berücksichtigung der Boden-Bauwerks-Wechselwirkung durchgeführt. Bei den numerischen Arbeiten wurden die Rechenprogramme LS-DYNA und ANSYS AUTODYN eingesetzt.

Im Rahmen des Vorhabens wurden verschiedene in den Rechenprogrammen verfügbare Materialmodelle für den Werkstoff Beton hinsichtlich ihrer Eignung zur Simulation der relevanten Phänomene erprobt und untereinander verglichen.

Im Rahmen der Teilnahme am IMPACT-Projekt erfolgte die Spezifizierung und Auswertung einer Versuchsreihe zum Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektilen auf Stahlbetonplatten. Teilaspekte hierbei bildeten die Erfassung von Plattenverschiebungen und Dehnungen der Bewehrung sowie Methoden zur Abschätzung eines Flüssigkeitseintrages auf die Plattenrückseite. Weiterhin wurden Versuche zum kombinierten Auftreten von Biege- und Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls verformbarer Projektilen sowie Versuche zum Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektilen analysiert. Ebenso erfolgten Simulationen zu einer Versuchsreihe zum Aufprall harter Stoßkörper auf Stahlbetonplatten, welche als Großversuch an einem Versuchsstand in Meppen sowie als skalierte Versuche bei der UKAEA durchgeführt wurden. Weiterhin wurde der Aufprall von teilweise verformbaren Stoßkörpermodellen untersucht. In diesem Rahmen erfolgte die Erstellung eines komplexen Stoßkörpermodells eines Triebwerks des Typs General Electric J79 und die Simulation der sog. Sugano-Großversuche bei SNL. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen wurden mit Ergebnissen eines von der TU-Kaiserslautern weiterentwickelten Massenschwingermodells verglichen /DIS 19/.

Im Rahmen von IRIS-3 und IMPACT wurden numerische Simulationen von Versuchen zur Thematik der induzierten Erschütterung in komplexen Stahlbetonstrukturen

durchgeführt. Dabei konnte sogar im Rahmen von Vorausrechnungen ohne Kenntnis der Versuchsergebnisse das Verhalten der Targetstruktur und des Stoßkörpers mit hoher Genauigkeit simuliert werden.

Es wurde ein komplexes Modell eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi erstellt, mit dem exemplarisch der Aufprall eines großen Passagierflugzeugs vom Typ A340-600 generisch untersucht wurde. Schwerpunkte dieser Arbeiten waren die Erfassung des nicht-linearen Verhaltens im Aufprallbereich, der induzierten Erschütterungen im Gebäudeinneren, die Kopplung der Bereiche sowie die Berücksichtigung der Boden-Bauwerks-Interaktion. Hierzu wurden die Bodensteifigkeiten variiert.

Zukünftige Arbeiten sollen sich insbesondere mit der Simulation von Effekten der Größenskala bei hochdynamischer Belastung von Stahlbetonstrukturen befassen. Weiterhin sollte die experimentelle Datenbasis von Durchstanzversuchen im Hinblick auf Plattendicke, Bewehrungsanordnungen und Neigungswinkel erweitert und für die Erprobung der Analysemethoden genutzt werden. Bei der Simulation des Verhaltens von Gebäudestrukturen unter Aufprallbelastungen sollen Untersuchungen zur Relevanz von Einflussfaktoren, insbesondere bei der Berücksichtigung von Boden-Bauwerks-Interaktion sowie eines Neigungswinkels des Stoßkörpers, durchgeführt werden.

Abstract

In the frame of the project RS1550B (SimSEB) funded by the BMWi methods for the analysis of the structural-mechanical behaviour of reinforced concrete structures subjected to fast transient loading were further developed and validated. In this context local damage as well as induced vibrations have been considered. One focus of the work was related to the participation in phases III and IV of the international research project IMPACT, which is conducted at VTT. Further, the CSNI activity IRIS-3 has been attended. Based on a developed analysis model of a reactor building of type Konvoi, simulations related to the loading case airplane crash were carried out considering the soil-structure-interaction. The analysis codes LS-DYNA and AUTODYN were utilized for the numerical simulations.

In the frame of the project several constitutive models for concrete available in the analysis codes were tested and compared with respect to their capabilities to simulate the relevant phenomena.

In the frame of the participation in the IMPACT-project a test series related to reinforced concrete slabs subjected to impact of liquid-filled missiles was specified and analysed. Relevant issues in this context included measurement and analyses of slab displacements and reinforcement strains and methods for the estimation of the amount of liquid disposed behind the target. Further, tests concerning combined bending and punching failure of reinforced concrete slabs subjected to soft missile impact and tests regarding punching failure of reinforced concrete slabs subjected to hard missile impact were analysed. Moreover, simulations dedicated to a test series of hard missile impact on reinforced concrete slabs were performed, which were conducted as a large-scale test at the test facility in Meppen as well as small scale tests at UKAEA. Furthermore, the impact of semi-deformable missiles was analysed. In this context a complex impactor analysis model of a jet engine of type General Electric J79 was developed and used to simulate the so-called Sugano full-scale tests carried out at SNL. Results of simulations were compared with results of a spring-mass-damper model, which was further developed by TU Kaiserslautern /DIS 19/.

In the frame of IRIS-3 and IMPACT numerical simulations of tests dedicated to propagation and damping of induced vibrations in impact-loaded complex reinforced concrete structures were carried out. In this context it was possible to obtain accurate results

regarding the prediction of target behaviour even in blind calculations without knowledge of test results.

A complex analysis model of a reactor building of type Konvoi was developed and exemplarily used for a generic study of an airplane crash scenario with a large passenger aircraft of type A340-600. Focuses of these works included the description of nonlinear behaviour in the impacted region, propagation of induced vibrations in the interior of the building, coupling methods of these regions and consideration of effects of soil-structure-interaction. In this context the stiffness of the soil was varied.

Forthcoming research work should address especially the effects of length scale for fast transient loading of reinforced concrete structures. Further, the experimental data basis for punching tests should be extended with respect to the test parameters slab thickness, reinforcement arrangement and inclined impact. These data should be used to validate the analysis methods. For the simulation of the behaviour of building structures subjected to impact loading analyses regarding the relevance of influencing factors should be performed, especially for the consideration of soil-structure-interaction and inclination of the impactor.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	I
	Abstract	III
1	Einleitung	1
2	Zielsetzung und Arbeitsprogramm	3
2.1	Arbeiten zu den Gesamtzielen des Verbundvorhabens	3
2.2	Arbeiten zu den wissenschaftlichen und technischen Arbeitszielen	3
2.3	Durchgeführte Arbeiten gemäß dem Arbeitsplan	4
3	Stand von Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS	11
3.1	Einführung	11
3.2	Versuche	11
3.1	Boden-Bauwerk-Kopplung	13
3.2	Arbeiten der GRS	14
4	Betonmodelle zur Simulation des Schädigungsverhaltens von Stahlbeton unter stoßartiger Belastung	17
4.1	Das Karagozian&Case-Modell	17
4.2	Das Winfrith-Modell	21
4.3	Das RHT-Modell	23
4.4	Vergleich der Modelle für ausgewählte Testfälle	23
4.4.1	Zustandsgleichung und Ausbreitung von Stoßwellen	24
4.4.2	Uniaxiale und Triaxiale Kompression	27
4.4.3	Simulation von Kerbzugversuchen.....	29
4.5	Zusammenfassung und Fazit.....	31
5	Versuche zum Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektile	33
5.1	Überblick über Projektiltypen und Versuche mit Kraftmesseinrichtungen zur Ermittlung der Last-Zeit-Funktionen	33

5.2	Überblick über Versuche mit Stahlbetonplatten	37
5.3	Simulationsergebnisse bezüglich der Betonschädigung.....	39
5.4	Auswertungen und Simulationsergebnisse zu Plattenverschiebungen in der L-Reihe	45
5.5	Auswertungen von Dehnungsverteilungen der rückseitigen Biegebewehrung.....	52
5.6	Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit.....	57
5.7	Einfluss der Teilfüllung auf das Targetverhalten	61
5.8	Bewertung der Versuche L8-L10 und Abschätzung zum Flüssigkeitseintrag mit dem Rechenprogramm ANSYS AUTODYN	66
6	Versuche zum Aufprall harter Stoßkörper	79
6.1	P-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes.....	79
6.1.1	Variation der Biegebewehrungsdichte.....	81
6.1.2	Variation der Plattendicke	85
6.1.3	Variation des Neigungswinkels	94
6.2	Versuche bei UKAEA und in Meppen	97
7	X-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes.....	105
7.1	Überblick über ausgewählte Versuche der X-Reihe.....	105
7.2	Schadensbilder in Plattenquerschnitten in Versuchen der X-Reihe.....	110
7.3	Plattenverschiebungen und Dehnungen der Bewehrung in Versuchen der X-Reihe	114
7.4	Fazit zu den Analysen der X-Reihe.....	118
8	Verhalten von Stahlbetonstrukturen beim Aufprall von Turbinen ...	121
8.1	Überblick über die Versuchsreihen von Sugano et al.....	121
8.2	Simulation der Großversuche von Sugano et al.....	122
8.3	Fazit zu den Analysen der Großversuche zum Turbinenaufprall	133
9	Ergebnisse der Teilnahme an der CSNI/WGIAGE-Aktivität IRIS-3....	135
9.1	Einleitung.....	135
9.2	Berechnung von Antwortspektren	135

9.3	Geometrie des IRIS-3-Versuchskörpers und Modellbildung	136
9.4	Eigenformen des Modells des IRIS-3-Versuchskörpers	141
9.5	Simulation der Belastung in IRIS-3-Versuchen	142
9.6	Rissbildung in den IRIS-3-Versuchen	145
9.7	Dehnungen der Bewehrung in den IRIS-3-Versuchen	147
9.8	Auflagerkräfte in den IRIS-3-Versuchen.....	151
9.9	Zeitverläufe horizontaler Verschiebungen in den IRIS-3-Versuchen	154
9.10	Zeitverläufe vertikaler Verschiebungen in den IRIS-3-Versuchen	158
9.11	Analyse von Beschleunigungen in den IRIS-3-Versuchen	160
9.12	Analyse des Dämpfungsverhaltens.....	163
9.13	Dehnungen des Betons auf der Frontseite in den IRIS-3-Versuchen	166
9.14	Sensitivitätsstudien	169
9.14.1	Betonmodell.....	169
9.14.2	Gravitation	170
9.14.3	Kopplungsmethode.....	171
9.14.4	Hourglass-Dämpfung.....	172
9.14.5	Form der Lastaufbringung.....	173
9.14.6	Abbildung der Randbedingung.....	175
9.15	Zusammenfassung und Fazit zur Teilnahme an der Aktivität IRIS-3	179
10	V-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes.....	181
10.1	Versuch V1 des VTT-IMPACT-Projektes	181
10.2	Versuch V3 des VTT-IMPACT-Projektes	185
10.2.1	Modellierung des VTT-Versuchs V3.....	185
10.2.2	Verschiebungen im VTT-Versuch V3.....	187
10.2.3	Rissbildung und Dehnungen der Bewehrung im VTT Versuch V3	191
10.2.4	Analyse von Beschleunigungen in VTT-Versuch V3	192
10.2.5	Sensitivität bezüglich der Randbedingung	193
11	Aufprallsimulationen auf reale Gebäudestrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen	197

11.1	Erstellung eines generischen Modells eines Reaktorgebäudes des Typs Konvoi für Flugzeugabsturzsimulationen	197
11.2	Modellierung des Aufprallbereiches	200
11.3	Modellierung des Übergangsbereiches.....	202
11.4	Modellierung der innenliegenden Strukturen.....	206
11.5	Mit dem Konvoi-Modell berechnete Verschiebungen bei FLAB.....	206
11.6	Mit dem Konvoi-Modell berechnete Beschleunigungen und Etagenantwortspektren bei FLAB	211
12	Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick	215
12.1	Zusammenfassung	215
12.2	Schlussfolgerungen und Ausblick	216
	Literaturverzeichnis.....	219
	Abbildungsverzeichnis.....	233
	Tabellenverzeichnis.....	251
	Abkürzungsverzeichnis.....	253
A	Anhang	257
A.1	Auswertungen von Dehnungen der VTT L-Reihe.....	257
A.2	Plattenverschiebungen in Versuchen der X-Reihe	268
A.3	Dehnungen der Bewehrung in Versuchen der X-Reihe.....	276
A.4	Auswertungen der IRIS-3-Versuche.....	278
A.5	Auswertungen des VTT Versuchs V3	289
A.6	Unterprogramm EXEDIT für ANSYS AUTODYN zur Abschätzung von Flüssigkeitseintrag	297

1 Einleitung

Bei der Auslegung der noch in Betrieb befindlichen deutschen Kernkraftwerke und deren Standort-Zwischenlager für bestrahlte Brennelemente wurde der unfallbedingte Absturz eines schnellfliegenden Militärflugzeuges zugrunde gelegt. Als Folge der Terroranschläge vom 11. September 2001 wurde auch der gezielte Absturz großer Passagierflugzeuge betrachtet.

Ein Flugzeugabsturz (FLAB) auf eine Stahlbetonstruktur kann sowohl lokale als auch globale Schäden der Struktur verursachen. Lokale Schädigungsmechanismen sind zu- meist mit dem Aufprall von vergleichsweise starren Flugzeugkomponenten, wie z. B. Triebwerkswellen, in Verbindung zu bringen. Die infolge des Aufpralls von stark verform- baren Flugzeugkomponenten (z. B. der Rumpf und die Flügel einschließlich der Treib- stofftanks) zeitabhängigen Belastungen können, abhängig von der Aufprallfläche und der Aufprallgeschwindigkeit, globale und auch lokale Schädigungsformen erzeugen.

Zur Reduzierung von Unsicherheiten bei der Integritätsbewertung von Stahlbetonstruk- turen sowie zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen wurden an verschiedenen Ver- suchsständen bereits zahlreiche Aufprallversuche und Berechnungen unterschiedlicher Komplexität durchgeführt.

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

2.1 Arbeiten zu den Gesamtzielen des Verbundvorhabens

Gesamtziele des Verbundprojekts SimSEB waren die Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Simulation der Schädigung von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen (Aufprall) und die Berücksichtigung der durch den Aufprall induzierten Erschütterungen auf das Verhalten der Stahlbetonstruktur sowie der Komponenten innerhalb der untersuchten Gebäude. Dabei wurden zur Validierung der Analysemethoden die Ergebnisse von zur Thematik durchgeführten Aufprallversuchen bei VTT in Finnland berücksichtigt. Die Erprobung der Methoden erfolgte an den Strukturen eines Reaktorgebäudes der Baureihe Konvoi einschließlich einer Kühlkreislaufschleife und eines Zwischenlagers abgebrannter Brennelemente.

Dieses Vorhaben wurde im Verbund mit der Technischen Universität (TU) Kaiserslautern (Fachgebiet Statik und Dynamik der Tragwerke) durchgeführt.

2.2 Arbeiten zu den wissenschaftlichen und technischen Arbeitszielen

Im Rahmen der durchgeführten Arbeiten wurde die Aussagegenauigkeit von Analysemethoden zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen, wie die der Reaktorgebäude und der Zwischenlager, bei stoßartigen Belastungen (insbesondere beim Lastfall Flugzeugabsturz) erhöht. Dazu wurden schwerpunktmäßig ausgewählte Aufprallversuche insbesondere im Bereich der „Beinahe-Perforation“ unter Verwendung verschiedener Beton- und Stahlmaterialmodelle simuliert und Anwendungsgrenzen aufgezeigt.

Zuvor durchgeführte Berechnungen zeigen, dass Simulationsergebnisse zum Triebwerksaufprall stark vom Detaillierungsgrad der Analysemodelle abhängig sind. Daher wurden verfeinerte Analysemodelle für Triebwerksstrukturen generiert und im Rahmen von Berechnungen zu ausgewählten Versuchen erprobt und validiert. Es wurde außerdem der Einfluss der Durchstanzbewehrung auf das Tragverhalten von Stahlbetonstrukturen unter Stoßbelastung numerisch untersucht. Mit Hilfe der verifizierten numerischen Simulationsmodelle wurden vereinfachte nichtlineare dynamische Berechnungsmodelle zur Berücksichtigung der Biege- und Durchstanzbewehrung abgeleitet, entwickelt und verifiziert und abschließend in empirische oder semi-empirische Penetrationsformeln überführt.

Die Validierung der in der GRS zuvor verwendeten und im Rahmen des Vorhabens weiterentwickelten Analysemethoden zur Berechnung der Auswirkungen induzierter Erschütterungen infolge der aufprallbedingten Schwingungsausbreitung in Stahlbetonstrukturen erfolgte im Rahmen der Teilnahme an der internationalen Benchmark-Aktivität *IRIS Phase 3* (Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles). Basierend auf den Erkenntnissen aus der Benchmark-Aktivität wurden die Analysemethoden der GRS unter Berücksichtigung von Ansätzen zur Boden-Bauwerks-Wechselwirkung im Rahmen von generischen Analysen zu Aufprallszenarien an einem Reaktorgebäude der Baureihe Konvoi sowie an einem Zwischenlager erprobt.

2.3 Durchgeführte Arbeiten gemäß dem Arbeitsplan

Zur Erreichung der Zielsetzung des Verbundvorhabens wurden gemäß dem Arbeitsplan zu den fachlichen Arbeitspaketen (AP) die folgenden Arbeiten durchgeführt. Hierbei wird detailliert der Anteil der Arbeiten beschrieben, welcher durch die GRS durchgeführt wurde. Die mit dem Verbundpartner TU Kaiserslautern realisierte Form der Zusammenarbeit und die Arbeitsteilung werden durch das nachfolgende Schaubild (vgl. Abb. 2.1) erläutert.

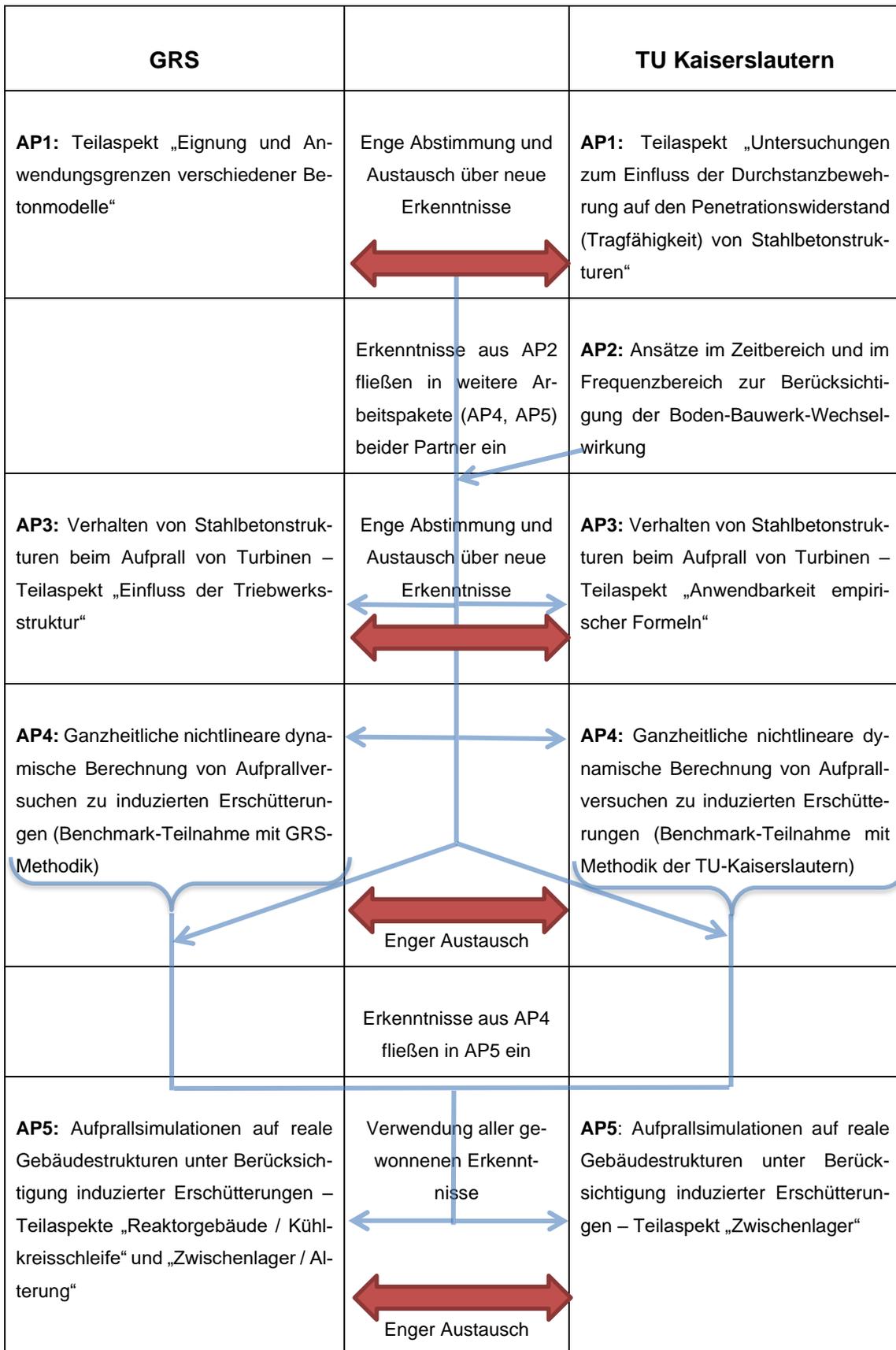


Abb. 2.1 Form der Zusammenarbeit im Verbundvorhaben SimSEB

AP1: Lokales Schädigungsverhalten von Stahlbeton unter stoßartiger Belastung

- Eignung und Anwendungsgrenzen verschiedener Betonmodelle

Zuvor wurde in der GRS schwerpunktmäßig das RHT- (Riedel, Hiermaier und Thoma) Betonmodell /RIE 04/ zur Simulation von stoßbeanspruchtem Beton eingesetzt. Das für die Rechenprogramme AUTODYN /ANS 18/ und LS-DYNA /LST 17a/ verfügbare Modell erweist sich prinzipiell als geeignet, die bislang betrachteten Versuche zum Biegeversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls deformierbarer Projektile sowie zur Perforation von Stahlbetonplatten durch starre Projektile zu simulieren /GRS 16/. Es zeigte sich jedoch, dass bei Versuchen mit Kombination von Biege- und Durchstanzversagen die im RHT-Modell verwendete Schädigungsformulierung teilweise nicht zufriedenstellende Simulationsergebnisse liefert. Daher wurden im Rahmen von Parameterstudien die Eignung und Anwendungsgrenzen der verfügbaren Betonmodelle durch die Simulationen zu ausgewählten Aufprallversuchen ermittelt und entsprechende Empfehlungen abgeleitet. Für die Untersuchungen wurden neben dem RHT-Modell das Modell von Karagozian & Case /MAL 97/ und das Winfrith-Modell /BRO 93/ eingesetzt. Bei der Modellierung und den Analysen der Betonmodelle erfolgte ein enger Austausch mit der TU Kaiserslautern.

Weiterhin wurden in diesem Zusammenhang ausgewählte Aufprallversuche, die im Rahmen der Phase III des IMPACT-Projektes bei VTT durchgeführt wurden, vertieft ausgewertet und simuliert. Dabei standen die von der GRS spezifizierten Aufprallversuche mit wassergefüllten Projektilen im Vordergrund.

- Untersuchungen zum Einfluss der Durchstanzbewehrung auf den Penetrationswiderstand (Tragfähigkeit) von Stahlbetonstrukturen

Dieser Arbeitspunkt wurde durch den Verbundpartner bearbeitet und wird im Abschlussbericht der TU Kaiserslautern dokumentiert.

Die Ergebnisse des AP1 sind in die Aufprallsimulationen für reale Gebäudestrukturen im AP5 eingeflossen.

AP2: Ansätze im Zeitbereich und im Frequenzbereich zur Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung

Arbeitspaket 2 wurde durch den Verbundpartner bearbeitet und wird im Abschlussbericht der TU Kaiserslautern dokumentiert. Die Ergebnisse des AP2 sind in die Aufprallsimulationen für reale Gebäudestrukturen im AP5 eingeflossen, sowohl für das Reaktorgebäude als auch für das Zwischenlager.

AP3: Verhalten von Stahlbetonstrukturen beim Aufprall von Turbinen

Die Untersuchungen zum Turbinenimpakt im Rahmen von RS1509 /GRS 16/ haben gezeigt, dass mit stark vereinfachten Analysemodellen bestimmter Turbinenstrukturen die Schädigung von Stahlbetonstrukturen teilweise noch unterschätzt wird. Von Bedeutung ist, ob die Wellen von Zweistrom-Strahltriebwerken durch die umliegenden Strukturen derart zurückgehalten werden, dass sie nicht als harter Stoßkörper senkrecht und ungebremst aufprallen können (siehe /NEI 11/). Es wurde untersucht, für welche Triebwerkstrukturen und in Abhängigkeit welcher Modellierungsparameter dieser Effekt auftreten kann. Daher wurden komplexe Analysemodelle von ausgewählten Triebwerken erstellt und Validierungsrechnungen auf Basis von Aufprallversuchen mit realen Einstrom-Strahltriebwerken /SUG 93a/ und Zweistrom-Strahltriebwerken /LAW 02/ durchgeführt. Unterschiede bezüglich des Verhaltens harter Triebwerksbestandteile bei verschiedenen Modellfeinheiten und Triebwerkstypen wurden untersucht. Diese Fragestellung wurde durch die GRS bearbeitet.

Anwendbarkeit und Gültigkeitsgrenzen bestehender (vgl. /LIQ 05/) und in AP1 entwickelter empirischer und semi-empirischer Formeln wurden im Rahmen einer numerischen Studie bezüglich der Parameter Biegebewehrung, Durchstanzbewehrung, Materialkennwerte und Abmessungen der Stahlbetonplatte speziell für den Triebwerksaufprall untersucht (Mischung aus hartem und weichem Stoß). Abhängig von den Ergebnissen dieser Studie wurden die in AP1 entwickelten Formeln entsprechend angepasst und korrigiert. Diese Arbeiten wurden schwerpunktmäßig von der TU Kaiserslautern bearbeitet.

Die Ergebnisse des AP3 sind in die Aufprallsimulationen für reale Gebäudestrukturen im AP5 eingeflossen, sowohl für das Reaktorgebäude als auch für das Zwischenlager.

AP4: Ganzheitliche nichtlineare dynamische Berechnung von Aufprallversuchen zu induzierten Erschütterungen

Im Rahmen einer Teilnahme der Antragssteller an der internationalen Aktivität "Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS Phase 3)" wurden nicht-lineare dynamische Berechnungen zu Aufprallversuchen zur Simulation induzierter Erschütterungen durchgeführt. Im Rahmen dieser Aktivität wurden bei VTT Versuche mit einer komplexen Stahlbetonstruktur bestehend aus horizontal und vertikal angeordneten Platten sowie an die Struktur angekoppelten Zusatzmassen durchgeführt. Im Aufprallbereich wurde eine ausgeprägte materielle Nichtlinearität und im übrigen Bereich der Struktur überwiegend linear-elastisches Materialverhalten identifiziert. Versuchsdaten zur Propagation und Dämpfung induzierter Erschütterungen innerhalb der Struktur wurden von VTT bereitgestellt und konnten zur Validierung der eingesetzten Analysemethoden genutzt werden. Dabei wurden sowohl blinde Vorausrechnungen, d. h. ohne Kenntnis der Versuchsergebnisse als auch Nachrechnungen durchgeführt, wobei die im AP1 erzielten Ergebnisse, insbesondere bezüglich der Eignung von Betonmodellen, in die Bearbeitung der hier vorliegenden Fragestellung eingeflossen sind. Ergänzend zu den im Rahmen von IRIS Phase 3 durchgeführten Versuchen standen Ergebnisse von zu dieser Thematik durchgeführten Vorversuchen zur Verfügung /VTT 19b/, welche für Validierungszwecke genutzt wurden. Diese Arbeiten wurden schwerpunktmäßig von der GRS bearbeitet.

Die Ergebnisse des AP4 sind in die Aufprallsimulationen für reale Gebäudestrukturen im AP5 eingeflossen, sowohl für das Reaktorgebäude als auch für das Zwischenlager.

AP5: Aufprallsimulationen auf reale Gebäudestrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen

Ein verfügbares vereinfachtes Analysemodell eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi, das im Rahmen von RS1197 /GRS 14/ für Berechnungen zu Erdbebenbelastungen genutzt wurde, wurde von der GRS als Basis für die Entwicklung eines komplexen Analysemodells zur Simulation von Aufprallszenarien ausgewählt. Dabei wurde insbesondere der ausgewählte Aufprallbereich wesentlich verfeinert, um dort die Bewehrungsstäbe einzeln abzubilden. Weiterhin wurden die im Vorhaben RS1197 und die im Rahmen des Verbundvorhabens SimSEB insbesondere in AP1 erprobten Methoden eingesetzt. Im Rahmen der exemplarischen Analysen wurden von der GRS auch die Auswirkungen der durch den Aufprall verursachten induzierten Erschütterungen auf Komponenten und

Strukturen im Inneren des Reaktorgebäudes untersucht. Dies erfolgte durch Simulation der Schwingungsausbreitung von der Aufprallposition über die Gebäudestrukturen bis in die Komponenten der Kühlkreislaufschleife. Bei den Ansätzen zur Ermittlung der Verschiebungs- und Beschleunigungs-Zeit-Verläufe wurden verschiedene Methoden zur Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung, insbesondere die im AP2 von der TU Kaiserslautern erprobten und weiterentwickelten Methoden, eingesetzt. Diese Arbeiten wurden schwerpunktmäßig von der GRS bearbeitet.

3 Stand von Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS

3.1 Einführung

Bei der Auslegung der noch in Betrieb befindlichen deutschen Kernkraftwerke gegen zivilisatorische Einwirkungen von außen wurde für den Lastfall Flugzeugabsturz der unfallbedingte Absturz eines Militärflugzeuges /BFS 15/ zugrunde gelegt. Als Folge der Terroranschläge vom 11. September 2001 wird beispielsweise von der US-NRC für in den USA neu zu genehmigenden Kernkraftwerken auch die Berücksichtigung des Absturzes großer Passagierflugzeuge gefordert. Die Anwendung der Methodik gemäß /NEI 11/ wird hierbei seitens der US-NRC akzeptiert /NRC 11/.

Ein Flugzeugabsturz auf eine Stahlbetonstruktur kann sowohl lokale wie globale Beschädigungen der Struktur verursachen. Lokale Schädigungsmechanismen sind zumeist mit dem Aufprall von vergleichsweise starren Flugzeugkomponenten, wie z. B. Triebwerkswellen, in Verbindung zu bringen. Die infolge des Aufpralls von stark verformbaren Flugzeugkomponenten auf Stahlbetonstrukturen wirkenden zeitabhängigen Belastungen können, abhängig von der Aufprallfläche und Geschwindigkeit, globale und auch lokale Schädigungsformen erzeugen. Zusätzlich sind Besonderheiten des Aufpralls von Treibstoffmassen zu beachten. Hierbei sind sowohl die räumliche Treibstoffverteilung als auch die Möglichkeit des Eintrages von Treibstoffmassen in das Gebäude von Interesse. Zur Reduzierung von Unsicherheiten bei der Integritätsbewertung von Stahlbetonstrukturen sowie zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen wurden an verschiedenen Versuchständen bereits zahlreiche Aufprallversuche und Berechnungen unterschiedlicher Komplexität durchgeführt.

3.2 Versuche

Der Einfluss der Durchstanzbewehrung auf die Tragfähigkeit wurde in wenigen großskaligen experimentellen Untersuchungen zum Aufprall von Projektilen auf Stahlbetonplatten in den 70er und 80er Jahren an der Erprobungsstelle 91 der Bundeswehr in Meppen durchgeführt /HOC 83/, /HOC 87/. Weiterhin wurden Untersuchungen mit teilverformbaren Projektilen von Sugano /SUG 93a/, /SUG 93b/ und bei VTT mit harten /ORB 13/ sowie verformbaren /SAA 15/ zum Einfluss der Durchstanzbewehrung anhand klein- bzw. mittelskaliger Aufprallversuche durchgeführt. Eine eindeutige Aussage in

Bezug auf den Einfluss der Durchstanzbewehrung auf die Tragfähigkeit von Stahlbetonstrukturen lässt sich aus den bisherigen Versuchen und den hieraus entwickelten empirischen und semi-empirischen Formeln nicht sicher ableiten.

Zur Validierung bestehender Rechenmodelle für die Abschätzung von Last-Zeit-Funktionen bei Flugzeugabstürzen wurde an den Sandia National Laboratories (SNL) ein Aufprallversuch in Originalgröße mit einem F4-Phantom Militärflugzeug durchgeführt /SUG 93c/. Die Besonderheiten des Aufpralls großer Flüssigkeitsmassen auf Stahlbetonplatten wurden ebenfalls bei SNL /HES 06/ untersucht.

Im Rahmen des internationalen Projektes IMPACT werden seit 2005 bei VTT Aufprallversuche mittlerer Größenskala durchgeführt /LAS 07/. Die z. B. in /HEC 15b/ beschriebenen Versuchsreihen wurden zur quantitativen Beschreibung von Phänomenen beim Aufprall deformierbarer Stoßkörper, des Einflusses von Flüssigkeitsfüllungen der Stoßkörper sowie des harten Aufpralls starrer Stoßkörper durchgeführt. Es wurden zahlreiche Versuchsparameter variiert, um ihren jeweiligen Einfluss auf Projektil- und Targetverhalten herauszuarbeiten. Weiterhin wurden Versuche zur Ausbreitung und Dämpfung von induzierten Erschütterungen durchgeführt /VEP 15/.

Bei der Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (MPA) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) wurden kleinskalige Versuche zum Anprall dünnwandiger Behälter mit und ohne Flüssigkeitsfüllung auf starre Zielstrukturen /RUC 10/ durchgeführt, welche als Grundlage für die Validierung von Rechenmodellen zur Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen genutzt werden können /BOR 13/.

Der Last-Zeit-Verlauf beim Aufprall deformierbarer Projektile wurde in der Vergangenheit überwiegend gemäß der Methode von Riera /RIE 68/ als Summe von Trägheitskräften und Berstlasten abgeschätzt. Ein so ermittelter Last-Zeit-Verlauf kann zusammen mit einer entsprechenden Aufprallfläche als Lastannahme für die Analyse der globalen Strukturantwort dienen. Getrennt davon kann nach /LIQ 05/ die Beurteilung von lokalen Schädigungsmechanismen, wie etwa Durchstanzen und Perforation, beispielsweise anhand von empirischen Formeln, semi-empirischen analytischen Ansätzen oder auch aufwändigen Simulationen mit komplexen Programmsystemen erfolgen. Zur Berücksichtigung einer teilweisen Verformbarkeit von Stoßkörpern, wie etwa Triebwerksstrukturen, wurden Perforationsformeln durch Reduktionsfaktoren angepasst /NEI 11/, welche allerdings experimentell lediglich schwach fundiert sind. Ferner berücksichtigen Perforationsformeln üblicherweise weder Biegebewehrung, Durchstanzbewehrung, Vorspannung,

Liner oder mögliche Energieaufnahme durch globale Verformungen. Zunehmend kommen Analysemodelle für komplexe Programmsysteme zur Anwendung, in denen der Belastungsfall Flugzeugabsturz im Rahmen einer numerischen Simulation als komplexes Kontaktproblem zwischen Stoßkörpern und Gebäudestruktur behandelt wird (vgl. z. B. /AND 15/). Für die aufprallenden Flugzeuge einschließlich Tankfüllungen sowie harter und deformierbarer Teile werden teilweise Modelle mit hohen Detaillierungsgraden entwickelt. Eine derartige Vorgehensweise findet auch zunehmend Eingang in die Methoden (z. B. /NEI 11/) der Genehmigungsverfahren einzelner Länder.

3.1 Boden-Bauwerk-Kopplung

Eine realistische Wiedergabe der Interaktion zwischen Boden und Bauwerk hat einen großen Einfluss auf das Verhalten der gesamten zu analysierenden Struktur sowie die davon abgeleiteten Größen, z. B. induzierte Erschütterungen oder Etagenantwortspektren /SAD 11/. Daher ist für eine umfassende Analyse der Gebäudeantwort in Bezug auf induzierte Erschütterungen u. a. eine korrekte Erfassung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung erforderlich. Die typische Frequenzabhängigkeit der Bodeneigenschaften (Steifigkeit und Dämpfung) wird für den linearen Fall bereits in den gängigen Methoden (/SAD 09/, /SAD 10/, /SAD 11/) und Programmen, z. B. SASSI (System for Analysis of Soil-Structure Interaction) /JOH 07/, erfasst. Die Thin-Layer-Methode nach /LYS 72/ hat sich hier etabliert, wenn lineare Untersuchungen im Frequenzbereich durchgeführt werden. Beim auslegungsüberschreitenden Lastfall Flugzeugabsturz spielen die nichtlinearen Effekte im Aufprallbereich jedoch eine wesentliche Rolle in Bezug auf die induzierten Erschütterungen im Gebäude. Hier ist eine lineare Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung im Frequenzbereich nicht mehr möglich.

Es sind Ansätze im Zeitbereich zur Erfassung der dynamischen Boden-Bauwerk-Wechselwirkung erforderlich. Hierfür existieren einige annähernde Lösungsansätze, die alle über gewisse Vor- und Nachteile verfügen. Eine nichtlineare Berechnungsmethode (NLSSI) wird in /COL 15/ vorgeschlagen, bei der die Berechnung des Gesamtsystems (Boden-Bauwerk) im Zeitbereich durchgeführt werden kann. Die Methode verwendet u. a. wellenabsorbierende Randbedingungen und die ersten Anwendungsbeispiele /SPE 15/ liefern vielversprechende Ergebnisse. Ebenfalls wird aktuell die Scaled Boundary Finite Element Method (SBFEM) verwendet. Diese ist auf der Basis der Ansätze von Wolf und Song /WOL 96/, /WOL 03/ speziell für die Simulation der Boden-Bauwerks-Wechselwirkung und für geomechanische Untersuchungen entwickelt

worden. Es handelt sich um eine semi-analytische Methode, die wie die Boundary Element Method (BEM) ebenfalls die Sommerfeldsche Abstrahlbedingung implizit erfüllt und sich somit auch zur Beschreibung des unendlichen Halbraums /SCH 15/ eignet. In der Arbeit von Werkle und Volarevic /WER 14/ ist eine Umsetzung der SBFEM für das FE-Programm SOFiSTiK /SOF 20/ bereits untersucht worden. Ein Vorteil der SBFEM gegenüber der BEM ist, dass keine Fundamentallösung benötigt wird und das Lösen von singulären Integralen entfällt /SCH 15/. Als Problem wird von Schauer /SCH 15/ die Handhabung der großen Datenmengen und der vollbesetzten Matrizen durch die räumliche Kopplung der Gleichungen angesprochen. Zusätzlich existiert die Möglichkeit der hybriden Zeit-Frequenz-Bereichs-Analyse. Dabei handelt es sich um eine iterative Methode, die es mit Hilfe sog. Pseudo-Kräfte ermöglicht, nicht-lineares Verhalten nur auf der "Lastseite" der Bewegungsgleichung zu berücksichtigen. Damit können die Impedanzen vorteilhaft nur im Frequenzbereich berechnet werden. Eine weitere vereinfachte Methode ist in /WOL 88/ beschrieben.

3.2 Arbeiten der GRS

Im Rahmen des Vorhabens RS1146 /GRS 03/ hat die GRS mit kompetenten Partnern die Thematik des Aufpralls eines Verkehrsflugzeuges auf kerntechnische Anlagen, insbesondere die resultierenden mechanischen und thermischen Einwirkungen, experimentell und analytisch untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sich mit den bereitgestellten Simulationsmodellen zur Beschreibung der wesentlichen Phänomene Analysen der Auswirkungen eines solchen Anschlags auf kerntechnische Anlagen durchführen lassen. Bei den Untersuchungen wurde jedoch, bedingt durch die zeitlichen Vorgaben des Vorhabens RS1146, deutlich, dass die bereitgestellten Simulationsmodelle teilweise auf stark vereinfachten Annahmen beruhen und die gewonnenen experimentellen Daten vertieft ausgewertet werden sollten. Weiterhin sollten zusätzliche, in anderen Ländern durchgeführte Experimente und Analysen in die Modellentwicklung einfließen bzw. zur Überprüfung der Modelle herangezogen werden.

Im Rahmen des Vorhabens RS1167 /GRS 08/ qualifizierte die GRS Analysemodelle zu Aufprallversuchen, bei denen das Verhalten deformierbarer Projektilen mit vereinfachter Geometrie beim Aufprall auf starre Zielstrukturen untersucht wurde. Im Vordergrund stand die Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen. Hierzu wurde das Rechenprogramm AUTODYN /ANS 18/ eingesetzt. Im Vorhaben RS1182 /GRS 12/ erfolgten Analysen zu im In- und Ausland durchgeführten Aufprallversuchen mit Stahlbetontargets,

insbesondere im Hinblick auf die Simulation von Schädigungsphänomenen des Targets unter Verwendung von AUTODYN /ANS 18/. Hierbei wurden auch Effekte von Flüssigkeitsfüllung der Projektile hinsichtlich Last-Zeit-Funktion und Schädigung des Targets untersucht /HEC 13/, /HEC 15b/, /HEC 15a/. Die GRS beteiligte sich an Phase II und Phase III des internationalen bei VTT durchgeführten Vorhabens IMPACT sowie an blinden Vergleichsanalysen im Rahmen der von der WGIAGE des CSNI ausgerichteten Aktivität IRIS_2010 /NEA 12/. Im Vorhaben RS1509 /GRS 16/ wurde neben AUTODYN auch das Rechenprogramm LS-DYNA /LST 17a/ zur Simulation hochdynamischer Einwirkungen auf Stahlbetonstrukturen eingesetzt. Hier beteiligte sich die GRS an Nachuntersuchungen zu Aufprallversuchen im Rahmen der WGIAGE Aktivität IRIS_2012 /NEA 14/. Weiterhin hat GRS eine Versuchsreihe zum Aufprall von mit Wasser gefüllten Projektilen spezifiziert /VTT 19c/, die im Rahmen der Phase III des VTT-IMPACT-Projektes durchgeführt und im Rahmen des Verbundvorhabens simuliert wurden.

4 Betonmodelle zur Simulation des Schädigungsverhaltens von Stahlbeton unter stoßartiger Belastung

Ein Teilaspekt in SimSEB bestand in der Erprobung verschiedener Materialmodelle für den Werkstoff Beton. Im Rahmen dieser Erprobung wurde eine Eingrenzung der verwendeten Modelle auf das Karagozian&Case (K&C) -Modell, das Winfrith-Modell sowie das RHT-Modell vorgenommen. Dahingegen wurde im Hinblick auf praktische Probleme bei der numerischen Simulation von Aufprallversuchen von der umfangreichen Nutzung des Continuous Surface Cap Modells (CSCM) /FHA 07/ und des Concrete Damage Plasticity Modells /GRA 13/ Abstand genommen. Im Folgenden werden die verwendeten Modelle und die zur Nutzung verwendeten Referenzen kurz erläutert. Anhand ausgewählter Testfälle erfolgen Vergleiche zwischen den Modellen.

4.1 Das Karagozian&Case-Modell

Das Karagozian&Case-Materialmodell wurde ursprünglich zur Simulation von Explosionsbeanspruchungen für das Rechenprogramm DYNA3D entwickelt /MAL 97/ und steht unter dem Schlüsselwort *Mat_Concrete_Damage_Rel3 bzw. *MAT_072R3 in LS-DYNA zur Verfügung. Zur praktischen Verwendung des Modells sind die Referenzen /KAR 12/, /WUY 12/, /WUY 14/, /WUY 15/ und /THI 16/ hilfreich. Eine in der Praxis oft verwendete Option des K&C-Modells in LS-DYNA besteht in der Option zur automatischen Erzeugung eines Eingabeparametersatzes auf Basis der Druckfestigkeit /LST 17b/. Markovich et al. /MAR 11/ weisen auf gewisse Schwächen der automatischen Parametergeneration bezüglich des Verhaltens unter Kompression hin und stellen ein alternatives Verfahren zur Anpassung der Parametersätze an eine gegebene Betondruckfestigkeit vor. In der Praxis kann hierzu der automatisch erzeugte Eingabeparametersatz als Grundlage für weitere Anpassungen verwendet werden.

Ähnlich wie das RHT-Modell, das in früheren Untersuchungen der GRS überwiegend eingesetzt wurde /GRS 16/, /HEC 17/, verwendet das K&C-Modell drei Festigkeitsflächen zur Beschreibung des elastischen Bereiches (Fließfläche $\Delta\sigma_y$), plastischer Grenze (Versagensfläche $\Delta\sigma_m$) und Restfestigkeit $\Delta\sigma_f$. Zwischen elastischer Grenze und Versagensfläche wird die Fließfläche gemäß Gleichung (4.1) mit dem Parameter η linear interpoliert.

$$\Delta\sigma = \eta\Delta\sigma_m + (1 - \eta)\Delta\sigma_y \quad (4.1)$$

Ab dem Erreichen der Versagensfläche setzt Materialschädigung ein und es wird ebenfalls linear gemäß (4.2) zwischen Versagensfläche und Restfestigkeitsfläche interpoliert.

$$\Delta\sigma = \eta\Delta\sigma_m + (1 - \eta)\Delta\sigma_f \quad (4.2)$$

Oberhalb des hydrostatischen Drucks $f_c/3$ sind elastische Grenzfläche, Versagensfläche und Restfestigkeitsfläche durch die Gleichungen (4.3) bis (4.5) gegeben. Dabei treten insgesamt acht Eingabeparameter a_i auf. Für deren Berechnung wurde auf die Vorschriften von Markovich et al. /MAR 11/ zurückgegriffen.

$$\Delta\sigma_y = a_{0y} + \frac{p}{a_{1y} + a_{2y} \cdot p} \quad (4.3)$$

$$\Delta\sigma_m = a_0 + \frac{p}{a_1 + a_2 \cdot p} \quad (4.4)$$

$$\Delta\sigma_f = \frac{p}{a_{1f} + a_{2f} \cdot p} \quad (4.5)$$

Der Parameter η ist eine Funktion von λ , welches über Akkumulation von Inkrementen plastischer Dehnungen nach Gleichung (4.6) berechnet wird. Im Gegensatz zum RHT-Modell unterscheidet das K&C-Modell zwischen Druck- und Zugbelastung bei der Schadensberechnung. Hierbei treten die Parameter b_1 für Druckbelastung und b_2 für Zugbelastung auf. Die Vorschrift enthält neben dem Dehnratenfaktor den Parameter s .

$$d\lambda = \frac{\overline{d\varepsilon^p}}{[1 + (s/100)(DIF - 1)](1 + (p/(DIF \cdot f_t)))^{b_i}} \quad (4.6)$$

Abb. 4.1 stellt schematisch den Verlauf der Schadensfunktion dar, welche in Tabellenform einen Satz von Eingabeparametern des K&C-Modells darstellt. Bis λ_m treten ausgehend von der elastischen Grenzfläche plastische Verformungen auf. Nach dem Überschreiten von λ_m tritt Materialschädigung auf. Bei $\eta = 0$ liegt vollständig geschädigtes Material vor, welches sich gemäß der Restfestigkeitsfläche verhält.

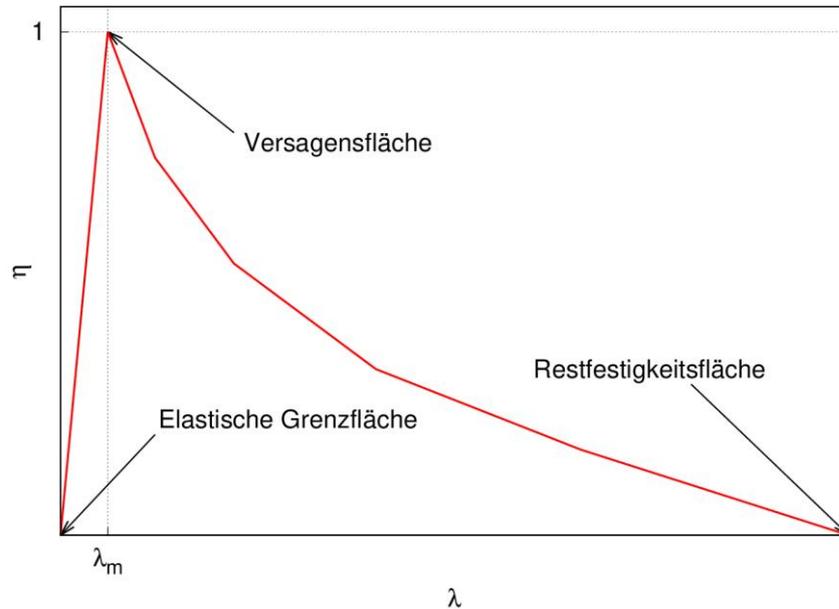


Abb. 4.1 Schematische Darstellung des Verlaufs der Versagensfunktion des K&C-Modells

Es wurde auf die angepasste Schadensfunktion von Markovich et al. /MAR 11/ zurückgegriffen, für welche der λ -Wert zum Erreichen der Restfestigkeitsfläche ins Unendliche gelegt wurde. Mit dieser Wahl lassen sich mithilfe des Ausgabeparameters δ (vgl. Gleichung (4.7)) Konturplots von Schadensbildern erstellen, wobei δ im Intervall [1:2] darzustellen ist (vgl. Abb. 4.10 und Abb. 7.8 bis Abb. 7.14).

$$\delta = \frac{2\lambda}{\lambda + \lambda_m} \quad (4.7)$$

Parameter b_1 ist laut /KAR 12/ gemäß Gleichung (4.8) zu berechnen. Hierbei geht die mittlere Elementkantenlänge h in inch in die Berechnung ein.

$$b_1 = 0,34 \cdot h + 0,79 \quad (4.8)$$

Der Parameter b_2 ist gemäß /KAR 12/ nach Gleichung (4.9) zu berechnen, wobei die Lokalisierungsweite w_{lz} in inch und die Druckfestigkeit in ksi in die Berechnung eingehen.

$$b_2 = (0,09w_{lz}^2 - 0,98w_{lz} + 3,06) \cdot (0,516 - 0,004f_c^2 - 0,097f_c) \quad (4.9)$$

Der vollständige Eingabeparametersatz für das K&C-Modell ist in Tab. 4.1 enthalten.

Tab. 4.1 Eingabeparameter des K&C-Modells

Variable	Symbol	Beschreibung	Parameterwahl
RO	ρ	Dichte	Direkte Eingabe
PR	ν	Poissonzahl	Direkte Eingabe
FT	f_t	Zugfestigkeit	Direkte Eingabe
A0	a_0	Parameter max. Versagensfläche	$2,442f_c^{0,4369}$
A1	a_1	Parameter max. Versagensfläche	$1,0842f_c^{-0,2463}$
A2	a_2	Parameter max. Versagensfläche	$0,03276f_c^{-0,6416}$
B1	b_1	Schadensparameter Druck	Gleichung (4.8)
OMEGA	ω	Anteil Volumendilatation	Direkte Eingabe
A1F	a_{1f}	Parameter Restfestigkeitsfläche	0,4773
S λ	s	Streckfaktor λ	100 (Standardparameter)
NOUT	-	Ausgabe Schadensmaß	2
EDROP	N^α	Post peak dilatancy decay	1
RSIZE	-	Umrechnungsfaktor Länge	inch / Längeneinheit
UCF	-	Umrechnungsfaktor Spannung	psi / Spannungseinheit
LCRATE	-	DIF-Definition	Nach /CEB 88/ (tabelliert)
LOCWID	w_{lz}	Lokalisierungsweite	3*Größtkorndurchmesser
NPTS	-	Stützstellenzahl der λ - η Kurve	13 (Standardparameter)
λ_{01} - λ_{13}	λ_1 - λ_{13}	i-te Abzisse der Schadensfunktion	Standardtabelle
B3	b_3	Schadensparameter Triaxialzug	1,15 (Standardparameter)
A0Y	a_{0y}	Parameter elastische Grenze	$2,525\ln(f_c-15.18)$
A1Y	a_{1y}	Parameter elastische Grenze	$1,846f_c^{-0,2706}$
η_{01} - η_{13}	η_1 - η_{13}	i-te Ordinate der Schadensfunktion	Standardtabelle
B2	b_2	Schadensparameter Zug	Gleichung (4.9)
A2F	a_{2f}	Parameter Restfestigkeit	$0,11/f_c$
A2Y	a_{2y}	Parameter elastische Grenze	$0,03181f_c^{-0,5355}$

Zusätzlich berücksichtigt das K&C Modell noch mögliche Materialschäden infolge von hydrostatischer Kompression, welche über den Eingabeparameter b_3 gesteuert wird, welcher mit dem Standardparameter belegt wird. Dehnrateneffekte können über die

Eingabe eines tabellierten DIF (Dynamic Increase Factor) berücksichtigt werden. In dieser Hinsicht erweist sich das K&C-Modell flexibler als das RHT-Modell, welches den DIF gemäß der in /CEB 88/ angegebenen Vorschrift berechnet. Für Vergleichszwecke wurde die Form gemäß /CEB 88/ in Tabellenform verwendet.

Das hydrostatische Verhalten wird über eine tabellierte Eingabe beschrieben, wozu im Falle des K&C-Modells eine separate Zustandsgleichung (EOS – Equation of State) zu verwenden ist. Hierzu wurde die über das Schlüsselwort *Eos_Tabulated_Compaction verwendet, bei der die Beziehung zwischen volumetrischer Dehnung $\varepsilon_v = V/V_0$ und hydrostatischem Druck p in tabellierter Form mit bis zu zehn Stützstellen einzugeben ist. Mittels der ersten beiden Datenpunkte erfolgt die Eingabe des Bulkmodulus K bzw. E -Moduls zu $K = (\Delta p)/(\Delta \varepsilon_v) = E/(3(1 - 2\nu))$. Zusätzlich sind die Steigungen der Entlastungspfade zu definieren. Ausgangspunkt für den EOS-Datensatz bildet die automatische Parametergeneration.

4.2 Das Winfrith-Modell

Das Winfrith-Modell /BRO 93/, /AEA 95/ wurde ursprünglich für das Rechenprogramm DYNA3D zur Simulation von Aufprallbelastungen implementiert. Es basiert auf der Versagensfläche von Ottosen /OTT 77/ und kann Dehnrateneffekte gemäß der CEB-Vorschrift /CEB 88/ berücksichtigen. Eine sehr gute Übersicht über das Verhalten des Winfrith-Modells und dessen praktische Verwendung bietet der Artikel von Schwer /SCH 11/. Grundsätzlich zeichnet sich das Winfrith-Modell im Vergleich zum K&C-Modell und RHT-Modell durch eine reduzierte Anzahl von Eingabeparametern aus. Diese sind in Tab. 4.2 aufgeführt. Über den Parameter RATE wird die Berücksichtigung von Dehnrateneffekten gemäß /CEB 88/ aktiviert bzw. deaktiviert. Hierbei werden bei Aktivierung von Dehnrateneffekten E-Modul, Bulk-Modulus, Druckfestigkeit und Zugfestigkeit mit dem DIF multipliziert. Zu beachten ist, dass der Parameter auch das Rissentfestigungsverhalten unter Zugbelastung beeinflusst. Für RATE = 0 ist der Parameter G_F mit einer Bruchenergie zu belegen. Diese wäre laut CEB-FIP Model Code 2010 /CEB 13/ gemäß Gleichung (4.10) abzuschätzen, sofern keine Messdaten verfügbar sind.

$$G_F = 73 \cdot f_c^{0,18} \quad (\text{fc in MPa}) \quad (4.10)$$

Demgegenüber ist laut CEB-FIP Model Code 1990 /CEB 93/ Gleichung (4.11) zu verwenden, wobei für einen Größtkorndurchmesser von 8 mm $G_{F0} = 25 \text{ J/m}$ zu wählen ist.

$$G_F = G_{F0} \left[\frac{f_c + 8}{10} \right]^{0,7} \quad (f_c \text{ in MPa}) \quad (4.11)$$

Wird hingegen RATE = 2 gewählt, so ist der Eingabeparameter GF mit der maximalen Rissweite bei verschwindender Spannung zu belegen. Sie ist über Gleichung (4.12) zu berechnen.

$$w_{max} = \frac{2 \cdot G_F}{f_t} \quad (4.12)$$

Der Artikel von Schwer /SCH 11/ diskutiert RATE = 1, was laut Handbuch /LST 17b/ eine Vorgängerversion der verbesserten Version RATE = 2 darstellt. Es zeigte sich, dass abweichend vom Handbuch der Eingabeparameter ASIZE für RATE = 1 mit dem Durchmesser des größten Zuschlagskorns zu belegen ist, wohingegen für RATE = 2 der Radius einzugeben ist. Bei den Testfällen zur Kerbzugbelastung (vgl. Abschnitt 4.4.3) wurden keine Unterschiede zwischen RATE = 1 und RATE = 2 festgestellt. Allerdings erwiesen sich die Simulationen zur einachsigen Druckbelastung (vgl. Abschnitt 4.4.2) als numerisch nicht stabil.

Tab. 4.2 Eingabeparameter des Winfrith-Modells

Variable	Symbol	Beschreibung	Parameterwahl
RO	ρ	Dichte	Direkte Eingabe
TM	E_T	Initialer Tangentenmodul (E-Modul)	Direkte Eingabe
PR	ν	Poissonzahl	Direkte Eingabe
UCS	f_c	Druckfestigkeit	Direkte Eingabe
UTS	f_t	Zugfestigkeit	Direkte Eingabe
FE	G_i/w_{max}	Bruchenergie / max. Rissweite	Direkte Eingabe
ASIZE	a_{max}	Radius des Größtkorns	Direkte Eingabe
RATE	-	Dehnratenoption	0 (mit DIF), 2 (ohne DIF)
EPSi	$\epsilon_{v,i}$	Volumetrische Dehnung	Tabelle oder Standardwerte
Pi	p_i	Hydrostatischer Druck	Tabelle oder Standardwerte

Das Winfrith-Modell bietet die Option, auf Basis der Druckfestigkeit die EOS automatisch zu generieren. Alternativ kann eine EOS über eine Tabelle eingegeben werden, welche

jedoch höchstens lediglich acht Stützstellen enthalten darf. Weitere Parameter sind dem Nutzer nicht zugänglich, insbesondere nicht die Formparameter des Ottosen-Modells. Das Winfrith-Modell berücksichtigt nicht den Effekt der Materialschädigung, d. h. die Werte der elastischen Konstanten E und K bleiben konstant. Bemerkenswert ist weiterhin die Option zur Rissvisualisierung (vgl. Abb. 4.10 und Abb. 7.8 bis Abb. 7.14).

4.3 Das RHT-Modell

Die ursprüngliche Umsetzung des RHT-Modells erfolgte für das Rechenprogramm AUTODYN /RIE 04/. Mittlerweile ist das RHT-Modell ebenfalls in LS-DYNA implementiert /BOR 11/. Die GRS /HEC 17/ sowie Grunwald et al. /GRU 17/ stellten einen Vergleich der Implementierungen in beiden Rechenprogramme an. Der Abschlussbericht zum Vorhaben RS1509 /GRS 16/ enthält Details zur Anwendung des RHT-Modells in LS-DYNA, so dass im Rahmen dieses Berichtes auf eine genauere Beschreibung verzichtet wird.

4.4 Vergleich der Modelle für ausgewählte Testfälle

Umfangreichere Modellvergleiche u. a. zwischen dem RHT-Modell und dem K&C-Modell wurden von Brannon und Leelavanichkul /BRA 09/ durchgeführt, denen jedoch die Umsetzung des RHT-Modells in AUTODYN zugrunde liegt. Wu et al. stellen Modellvergleiche u. a. zwischen dem K&C-Modell und dem Winfrith-Modell /WUY 12/ anhand von Materialcharakterisierungsversuchen und anhand von Aufprallbelastungen vor sowie einen Vergleich zwischen K&C-Modell, Winfrith-Modell und RHT-Modell anhand von Explosionsbelastungen /WUY 14/.

Im Folgenden werden einige ausgewählte Testfälle beschrieben. Für die Untersuchungen wurde eine Betondruckfestigkeit von 35 MPa zugrunde gelegt. Für das RHT-Modell wurde der Parametersatz CONC-35 (vgl. /RIE 04/, /BOR 11/) verwendet. Die Parameter für das K&C-Modell und das Winfrith-Modell wurden gemäß den Abschnitten 4.1 und 4.2 ermittelt. Die Vergleiche umfassen das hydrostatische Verhalten (Abschnitt 4.4.1), das Verhalten unter uniaxialer und triaxialer Kompression (Abschnitt 4.4.2) sowie das Verhalten unter Zugbelastung (Abschnitt 4.4.3).

4.4.1 Zustandsgleichung und Ausbreitung von Stoßwellen

Anhand von Simulationen mit einem Element wurde das Verhalten der Modelle unter hydrostatischer Belastung verglichen. Abb. 4.2 vergleicht die Verläufe für niedrigere hydrostatische Drücke im Bereich des Porenkollapsdruckes. Im RHT-Modell ist dieser Wert mit $2/3 f_c$ belegt. Anhand der automatisch generierten EOS-Daten des K&C-Modells ist erkennbar, dass der elastische Bereich bei einem höheren Druck endet. Bezüglich der automatisch generierten EOS-Daten des Winfrith-Modells fällt eine Unterschätzung im Vergleich zum RHT-Modell und K&C-Modell auf. Ferner ist eine gewisse Inkonsistenz bei der Variation der Steifigkeiten zwischen 10 MPa und 40 MPa erkennbar. Für Vergleichszwecke zeigt Abb. 4.2 auch Ergebnisse des Winfrith-Modells, wobei die tabellierte EOS des K&C-Modells eingegeben wurde. In diesem Fall stimmen die Daten des K&C-Modells und des Winfrith-Modells abgesehen von geringen Unterschieden in den Entlastungspfaden überein. Die Formulierung der EOS des RHT-Modells basiert auf der p - α -EOS /HER 69/. Eine flexible Anpassung an tabellierte Daten ist hier schwieriger realisierbar.

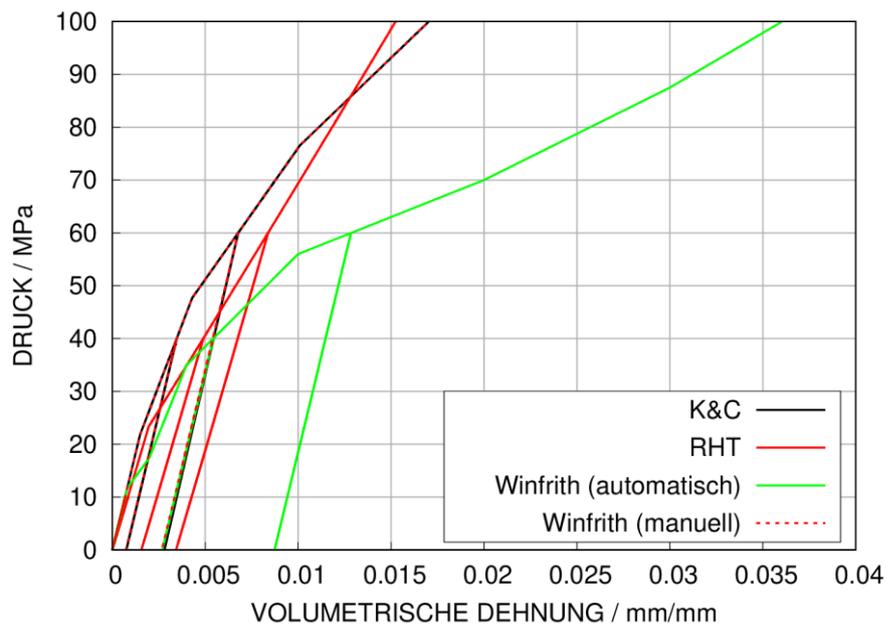


Abb. 4.2 Verhalten der Betonmodelle bei hydrostatischer Kompression mit Entlastung

In Abb. 4.3 erfolgt der Vergleich für höhere Drücke, bei denen Unterschiede zwischen den Formulierungen erkennbar sind. Der automatisch generierte Parametersatz des Winfrith-Modells weicht deutlich von den übrigen Verläufen ab. Es zeigt sich weiterhin,

dass die Steigungen der Entlastungspfade bei manueller Eingabe von EOS-Daten im Winfrith-Modell deutlich von denen des K&C-Modells abweichen. Das Winfrith-Modell kann Änderungen des Bulk-Modulus nicht abbilden. Bezüglich der volumetrischen Dehnung bei maximalem Druck unterscheiden sich RHT-Modell und K&C-Modell deutlich voneinander. Prinzipiell erscheint eine tabellierte Form der Eingabe der EOS geeignet zu sein, das hydrostatische Verhalten in verschiedenen Druckbereichen abzubilden. Selbstverständlich setzt dies die Verfügbarkeit von Messdaten voraus.

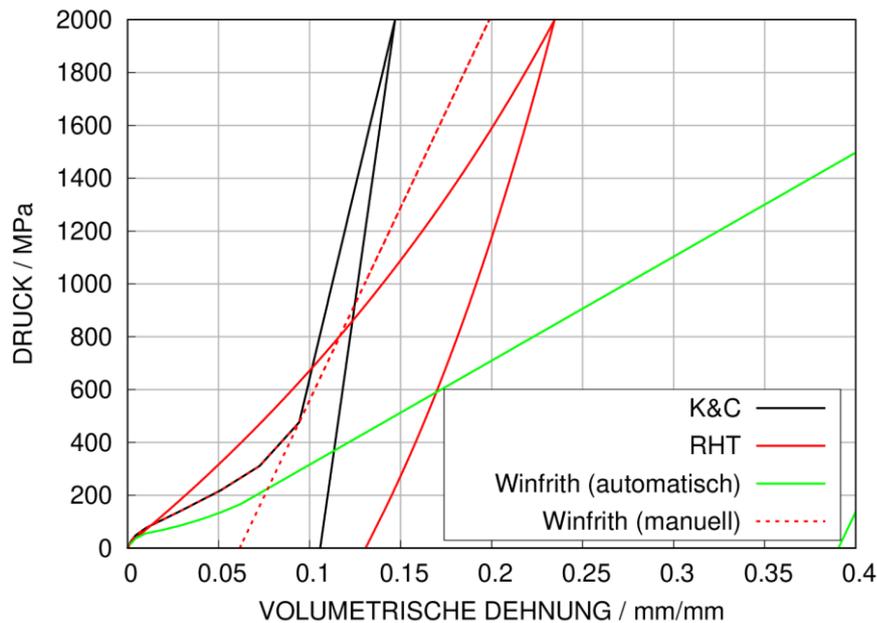


Abb. 4.3 Verhalten der Betonmodelle bei hydrostatischer Kompression und höheren hydrostatischen Drücken

Die praktischen Auswirkungen der Unterschiede bei hydrostatischer Kompression werden exemplarisch an einem eindimensionalen Testmodell zur Simulation von Stoßwellenausbreitung (vgl. Abb. 4.4) veranschaulicht. Es wird eine zeitlich begrenzte Geschwindigkeitsrandbedingung auf die Knoten eines Kolbenelementes aufgebracht und der Druckverlauf in einem Auswertungselement betrachtet. Die Simulationen mit dem Winfrith-Modell (Optionen RATE = 0 und RATE = 2) verwenden die manuelle Eingabe, welche sich am K&C-Modell orientieren.

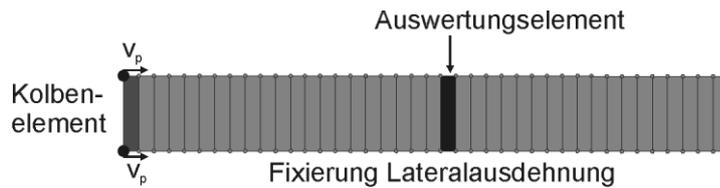


Abb. 4.4 Eindimensionales Testmodell zur Simulation der Stoßwellenausbreitung

In Abb. 4.5 werden die berechneten Druckverläufe für verschiedene Werte der auf das Kolbenelement aufbrachten Geschwindigkeit (Partikelgeschwindigkeit) verglichen. Theoretische Beschreibungen der Stoßwellenprofile finden sich in /MEY 94/. Die Ankunftszeiten des Druckstoßes unterscheiden sich zwischen den Modellen nur geringfügig, da jeweils die identischen elastischen Konstanten verwendet werden. Für eine Partikelgeschwindigkeit von 25 m/s ähneln sich die Verläufe von K&C-Modell und der Option RATE = 2 des Winfrith-Modells. Unterschiede hinsichtlich der Entlastungspfade kommen allerdings bei höheren Drücken bzw. höheren Partikelgeschwindigkeiten zum Tragen. Mit dem RHT-Modell werden für Partikelgeschwindigkeiten von 25 m/s und 200 m/s höhere Drücke als mit dem K&C-Modell berechnet, was sich zu höheren Partikelgeschwindigkeiten umkehrt. Dies ist konsistent mit den Erwartungen, welche sich aus den Verläufen in Abb. 4.3 ergeben.

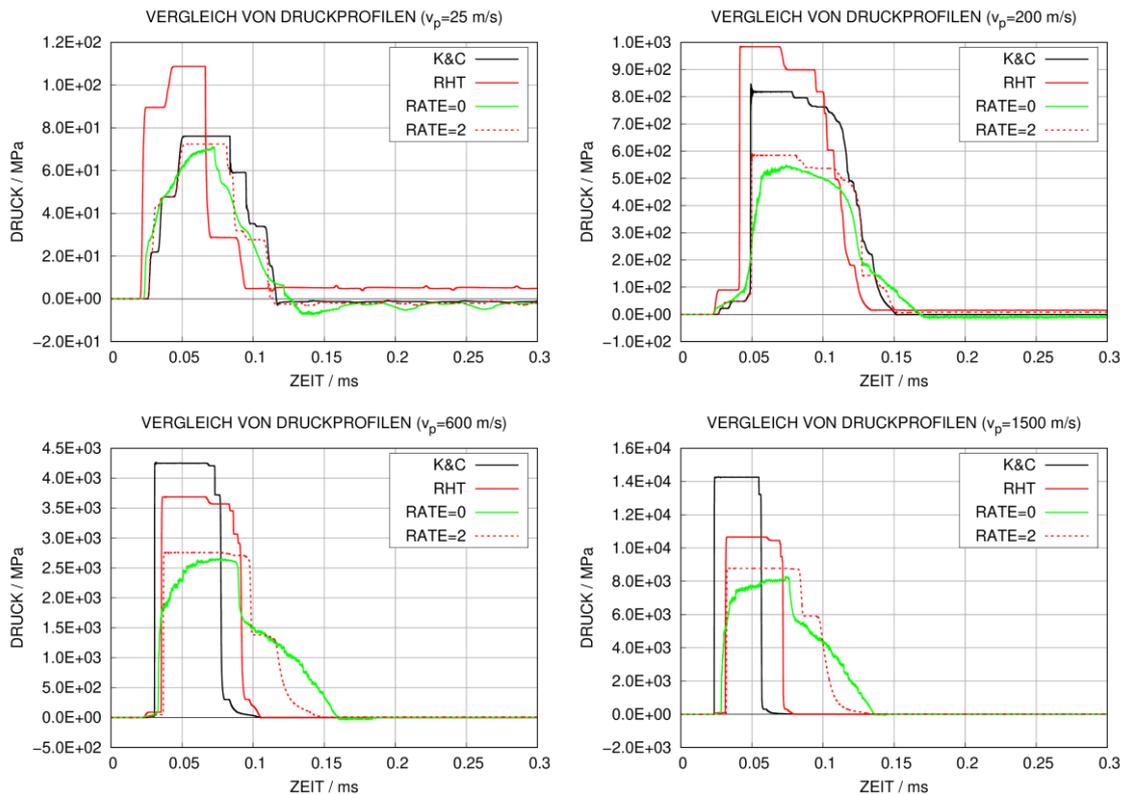


Abb. 4.5 Vergleich von berechneten Druckprofilen zu verschiedenen Partikelgeschwindigkeiten

4.4.2 Uniaxiale und Triaxiale Kompression

Zum Vergleich des Verhaltens unter triaxialer Kompression wurde ein zylindrischer Probekörper ($L = 140 \text{ mm}$, $\varnothing = 70 \text{ mm}$) als Volumenkörper diskretisiert, wobei im Rahmen einer Studie zur Vernetzungsfinheit Elementkantenlängen von 2 mm und 1 mm verwendet wurden. Dehnrateneffekte wurden, soweit möglich, jeweils deaktiviert. Neben einem uniaxialen Druckversuch wurden Druckversuche mit Umschnürungsdrücken von $\sigma_c = 1/2 f_c$ und $\sigma_c = f_c$ simuliert. Abb. 4.6 vergleicht die Versagensflächen im Meridianschnitt. Die Formen ergeben sich nach /MAR 11/ für das K&C-Modell und /BOR 11/ für das RHT-Modell. Zu Details über die Form der Fließfläche für das Winfrith-Modell lag seitens der Entwickler keine Dokumentation vor und es wurde auf /SCH 11/ zurückgegriffen.

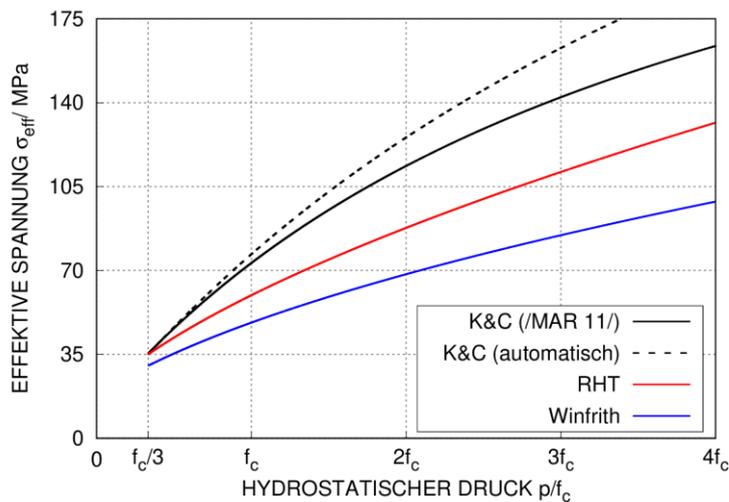


Abb. 4.6 Vergleich von Versagensflächen des K&C-Modells und RHT-Modells für die betrachteten Parametersätze

Abb. 4.7 vergleicht für beide Vernetzungsfinheiten die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für einachsige Druckbelastung. Das RHT-Modell und das K&C-Modell sind prinzipiell dazu in der Lage, das Nachbruchverhalten der Probe zu simulieren. Für eine Netzgröße von 2 mm treten beim RHT-Modell einige Instabilitäten auf, wohingegen der Verlauf für das K&C-Modell weitestgehend identisch ist. Da sich für die Option $\text{RATE} = 0$ des Winfrith-Modells die Dehnrateneffekte nicht deaktivieren lassen, werden hier höhere Spannungen als die Druckfestigkeit erzielt. Weiterhin ist das Verhalten im Nachbruchbereich deutlich von der Vernetzungsfinheit abhängig. Mit dem Erreichen der maximalen Spannung wechseln in dieser Simulation nahezu zeitgleich sämtliche Elemente des Modells in den gerissenen Zustand, was eine unrealistische Rissverteilung darstellt. Für die

Option RATE = 2 ergeben sich ebenfalls bereits von Schwer /SCH 11/ beschriebene Defizite im Hinblick auf das Nachbruchverhalten, da die Spannungen nicht auf null absinken und einige nicht gerissene Elemente im Querschnitt verbleiben.

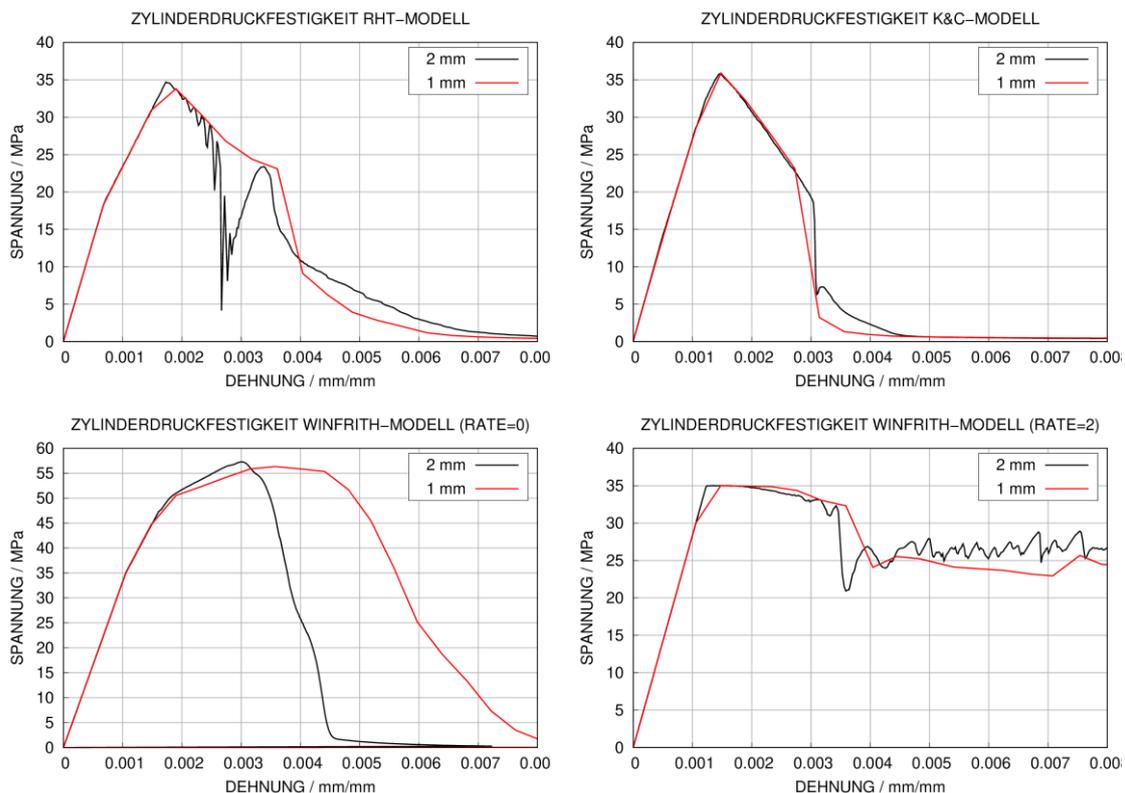


Abb. 4.7 Verhalten verschiedener Betonmodelle bei der Simulation der Zylinderdruckfestigkeit

In Fällen mit triaxialer Kompression zeigte sich, dass das K&C-Modell und das RHT-Modell bezüglich der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen keine Abhängigkeit von der Vernetzungseinheit aufweisen. Daher werden an dieser Stelle lediglich die Ergebnisse mit einer Vernetzungseinheit von 2 mm dargestellt. Für beide betrachteten Umschnürungsdrücke (vgl. Abb. 4.8 und Abb. 4.9) zeigt sich ein realistisches Ergebnis. Bezüglich des Winfrith-Modells zeigt sich, dass sich für beide Optionen von RATE für höhere Dehnungen Instabilitäten ergeben. Sofern geeignete Daten auf dem Druckmeridian vorliegen, lassen sich die Versagensflächen des RHT-Modells und des K&C-Modells prinzipiell an diese anpassen. Für das Winfrith-Modell ist dies dem Nutzer nicht möglich, da die entsprechenden Parameter nicht als Eingabegrößen zugänglich sind.

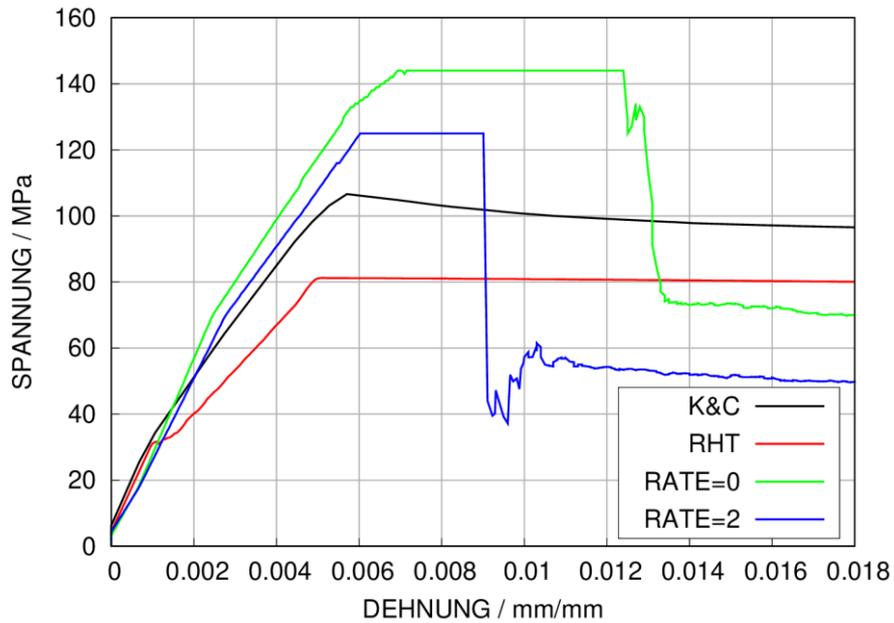


Abb. 4.8 Verhalten verschiedener Betonmodelle unter triaxialer Kompression mit 17,5 MPa Umschnürungsdruck

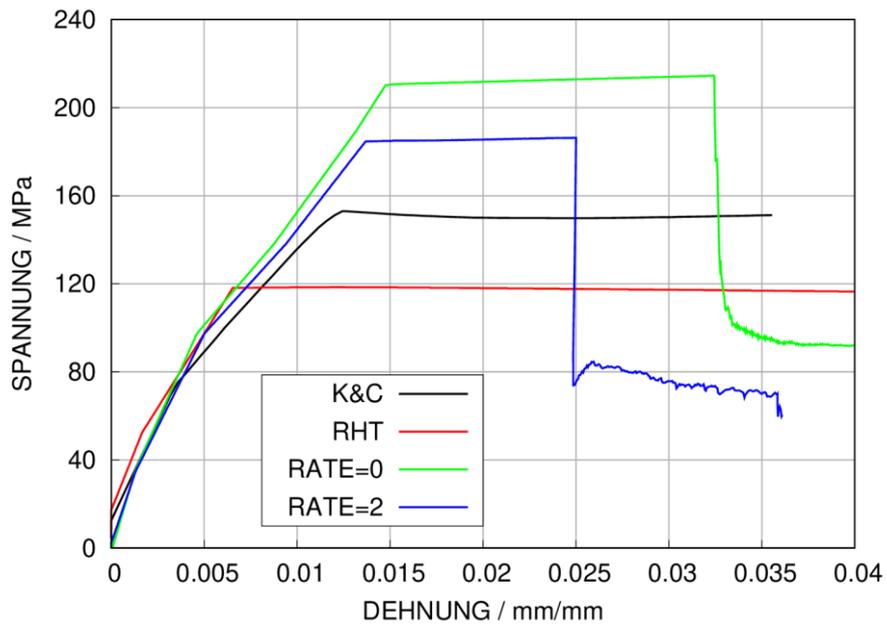


Abb. 4.9 Verhalten verschiedener Betonmodelle unter triaxialer Kompression mit 35 MPa Umschnürungsdruck

4.4.3 Simulation von Kerbzugversuchen

Im Rahmen einer Studie zum Verhalten unter Rissentfestigung wurden Kerbzugproben in drei Netzfeinheiten untersucht. Zum Vergleich der Schadensmaße stellt Abb. 4.10 die

verschiedenen Ausgabegrößen gegenüber. Hierbei entspricht die Farbe Rot dem jeweiligen Maximum von δ bzw. D . Es zeigt sich, dass sich die Schädigung in sämtlichen Fällen innerhalb des gekerbten Bereiches lokalisiert.

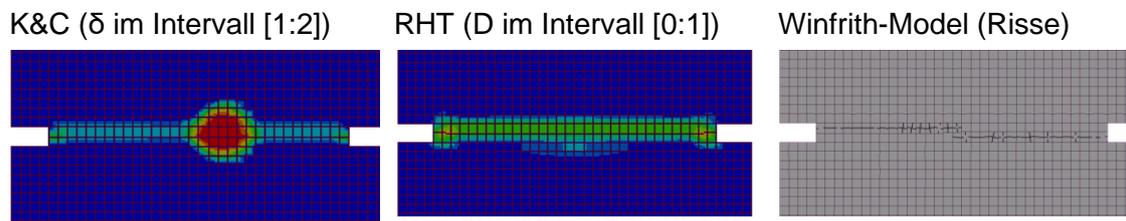


Abb. 4.10 Visualisierung von Betonschädigung bei Simulation von Kerbzugversuchen

Die Ergebnisse bezüglich der Rissentfestigungsverläufe werden in Abb. 4.11 verglichen. Sowohl im RHT-Modell als auch im K&C-Modell erreichen die Spannungen nicht den Wert der Zugfestigkeit, was mit Effekten der Spannungsmehrachsigkeit beim Versagen unter Zugbelastung erklärt werden kann. Eine Unabhängigkeit der Ergebnisse von der Vernetzungsfeinheit ist für das RHT-Modell lediglich eingeschränkt gegeben. Im K&C-Modell wird die Elementkantenlänge über den Parameter b_2 berücksichtigt. Dennoch zeigen sich gewisse Unterschiede bei Variation der Vernetzungsfeinheit, wenngleich der Unterschied zwischen den Rechnungen mit 1 mm und 3 mm durchschnittlicher Elementkantenlänge weniger stark ausgeprägt ist. Für $RATE = 0$ lässt sich der DIF im Winfrith-Modell wie bereits erwähnt, nicht deaktivieren. Es ist erkennbar, dass neben der Zugfestigkeit des Betons auch der E-Modul dem DIF unterliegt. Eine Vernetzungsunabhängigkeit ist ebenfalls nur eingeschränkt gegeben. Demgegenüber weist die Simulation mit $RATE = 2$ eine gute Regularisierung auf. Es wird deutlich, dass das Rissentfestigungsverhalten für $RATE = 0$ und $RATE = 2$ voneinander abweicht. Die Option $RATE = 0$ verwendet einen bi-linearen Ansatz, wohingegen $RATE = 2$ eine lineare Rissentfestigung verwendet.

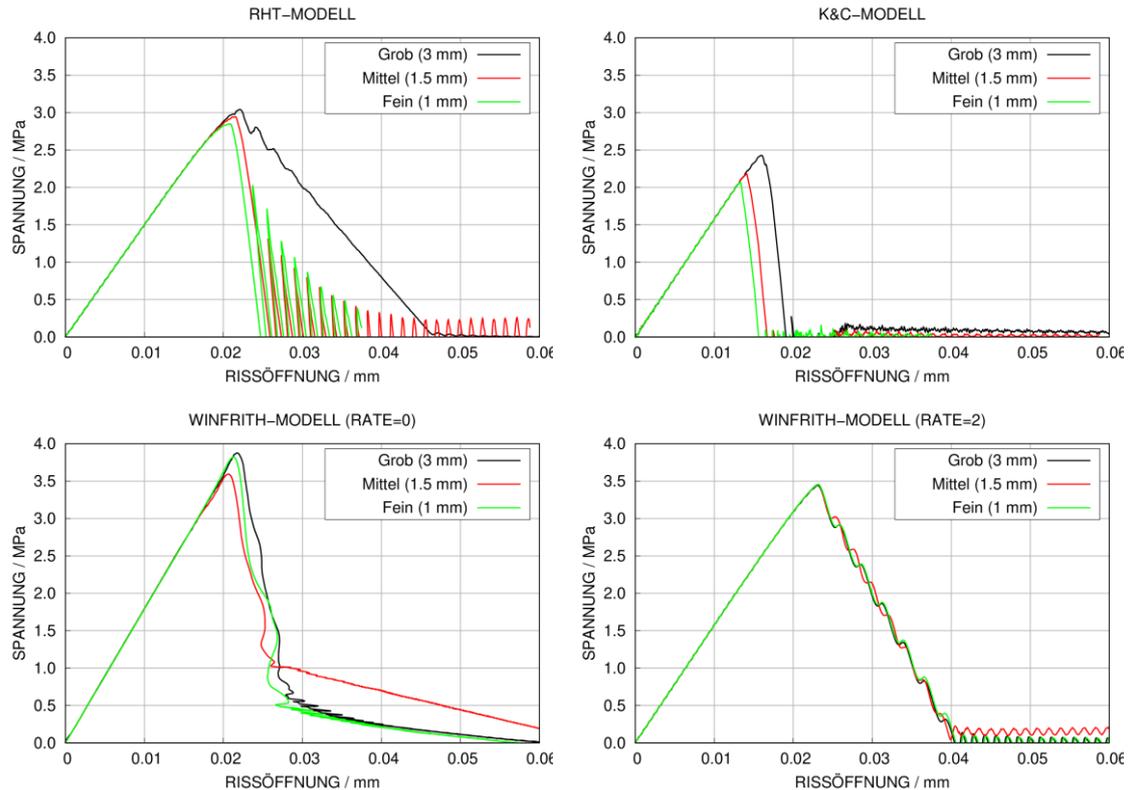


Abb. 4.11 Verhalten verschiedener Betonmodelle bei Simulation eines Kerbzugversuches

4.5 Zusammenfassung und Fazit

Der Vergleich der Betonmodelle zeigt, dass sich das K&C-Modell und das RHT-Modell in ihrer Form sowie in ihrer Anwendung ähneln. Das ebenfalls in vielen Untersuchungen bei der Simulation von Aufprallszenarien verwendete Winfrith-Modell erfordert seitens des Nutzers einen deutlich geringeren Aufwand bei der Erstellung des Eingabeparametersatzes.

Prinzipiell können das K&C-Modell und das RHT-Modell Materialschädigung und Restfestigkeit abbilden. Dies wird insbesondere bei der Simulation von Aufprallszenarien mit starker lokaler Materialschädigung als relevant bewertet (vgl. z. B. VTT-Versuche der P-Reihe, Abschnitt 6.1). Hierzu erscheint das Winfrith-Modell tendenziell ungeeignet. Bei der Simulation von Aufprallversuchen mit Biegeversagen und geringer Betonschädigung (vgl. Kapitel 9.14) wurden jedoch mit dem Winfrith-Modell sehr gute Ergebnisse erzielt. Vor diesem Hintergrund lässt sich die Empfehlung ableiten, dass die Wahl des Betonmodells fallabhängig zu treffen ist.

5 Versuche zum Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektile

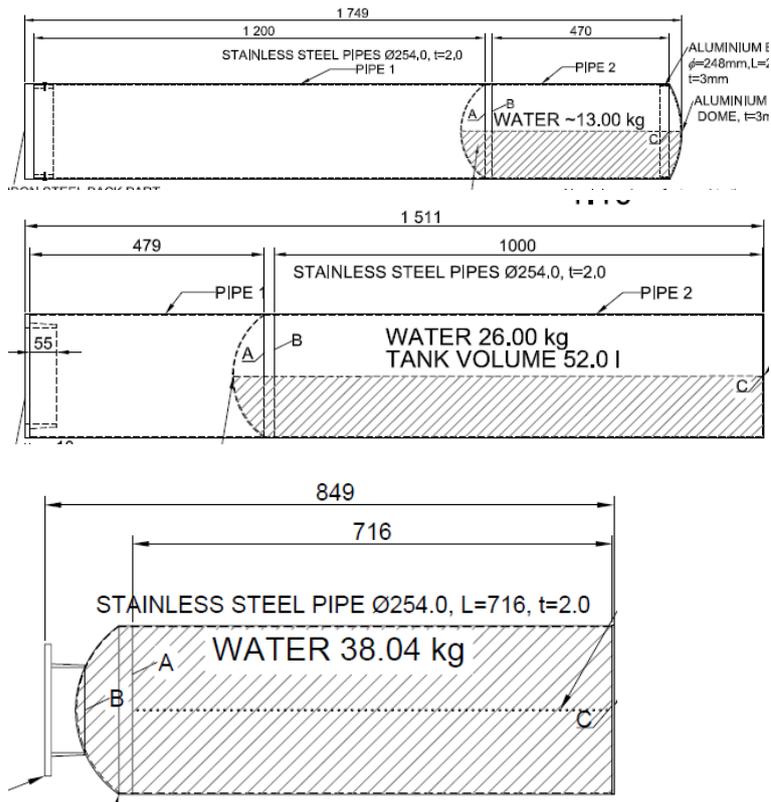
Seitens der GRS wurde im Rahmen des internationalen IMPACT-Projekts eine Versuchsreihe zum Aufprall wassergefüllter Projektile auf Stahlbetonplatten und Kraftmeseinrichtungen spezifiziert. Insgesamt verfolgte die Versuchsreihe folgende Zielsetzungen:

- Untersuchung des Einflusses von Wasserfüllung und Teilfüllung auf die Last-Zeit-Funktion (LZF)
- Untersuchung des Einflusses von Wasserfüllung und Teilfüllung auf die Antwort der Stahlbetonplatten
- Untersuchungen zur Verteilung von Dehnungen in der rückseitigen Bewehrungslage im Sinne einer Erweiterung der Studie der sog. B-Reihe /VTT 12/
- Untersuchungen zum Einfluss von Bügelbewehrung
- Abschätzung des Anteils von Wasser, welcher im Falle einer Perforation der Stahlbetonplatte die Barriere überwindet
- Bereitstellung einer Datenbasis zur Validierung der benutzten Analysemethoden im Hinblick auf die genannten Teilaspekte

Die sicherheitstechnische Bedeutung der Versuchsreihe steht in Verbindung mit Fragestellungen, die sich beim Aufprall von Kerosintanks auf Stahlbetonstrukturen kerntechnischer Einrichtungen sowie den dabei möglichen Brandlasten in den inneren baulichen Strukturen ergeben können. Weiterhin stellen Dehnungen der Bewehrung die Grundlage für Integritätsbewertungen bei Untersuchungen zum Lastfall FLAB dar. Insofern bieten die gegenüber der B-Reihe erweiterte DMS-Instrumentierung eine hilfreiche Datenbasis für Validierungszwecke.

5.1 Überblick über Projektiltypen und Versuche mit Kraftmeseinrichtungen zur Ermittlung der Last-Zeit-Funktionen

In Abb. 5.1 werden die in der L-Reihe verwendeten Projektiltypen skizziert. Die Parameter dieser Versuchsserie sind in Tab. 5.1 aufgeführt. Der Projektiltyp Teilgefüllt A wurde lediglich in den Versuchen mit Kraftmeseinrichtung verwendet, welche bereits in /GRS 16/ dokumentiert wurden.



Teilgefüllt Typ A, keine
Versuche mit Stahlbe-
tonplatten

Teilgefüllt Typ B, in Ver-
suchen mit Stahlbeton-
platten verwendet

Vollgefüllt Typ B, analog
hierzu Typ A ohne Ker-
ben

Abb. 5.1 Skizzen verwendeter Projektilypen in der L-Reihe (Zeichnungen von VTT)

Tab. 5.1 Überblick über Versuche mit Kraftmesseinrichtungen

Bez.	v_0 / m/s	M_{ges} / kg	M_{Wasser} / kg	$t_{Stoß}$ / ms	KMD_{max} / kN	Max. Auf- lager / kN	Typ	Wand- Versuch
LFP1	109,32	50,4	13	-	1078	1885	Teilge- füllt A	-
LFP2	109,32	50,4	26	-	1248	1497	Teilge- füllt B	L2
LFP3	107,59	50,88	38	7-8	985	1881	Voll- gefüllt A	L1, L6, L8
LFP4	108,1	50,11	26	16	1391	1490	Teilge- füllt B	L2
LFP5	138,2	50,11	13	15	2263	2428	Teilge- füllt A	-
LFP6	133,3	51,24	38	10	2322,8	1394,9	Voll- gefüllt B	L3, L10
LFP7	133,3	49,57	26	13	2559	2201	Teilge- füllt B	L5

Bei teilgefüllten Projektiltypen konnte das Berstverhalten nicht zuverlässig simuliert werden, da sich das Materialverhalten des Stahlrohres für die auftretende Kombination von Beulen und Aufreißen nicht abbilden ließ. Daher wurden die Ergebnisse der zugehörigen Versuche lediglich ausgewertet. LFP4 stellt eine Wiederholung von LFP2 dar, da in diesem Versuch der Wassertank bereits vor dem Aufprall versagte. Um ein im Rahmen numerischer Simulationen bestmöglich reproduzierbares Verhalten des Projektils sicherzustellen, wurde für den vollgefüllten Typ in weiteren Versuchen das umgebende Stahlrohr mit vier Reihen von Kerben versehen.

Es wurden Simulationen mit LS-DYNA auf Basis der Versuche LFP3 und LFP6 durchgeführt. Hierzu wurde eine weitgehend realitätsnahe Abbildung der Kraftmesseinrichtung einschließlich des Auflagersystems (vgl. Abb. 5.5) verwendet. In den numerischen Simulationen wurde eine sehr feine Vernetzung der Projektilstruktur mit einer mittleren Elementkantenlänge von ca. 4 mm verwendet, was ca. 82.000 Schalenelementen entspricht. Hierbei wurden die Kerben über eine reduzierte Schalendicke einzeln abgebildet. Die verwendeten Materialparameter des Festigkeitsmodells entsprechen denen, welche in Tab. 9.2 aufgeführt sind.

Um eine Freisetzung des Wassers abbilden zu können, wurde zusätzlich ein Versagenskriterium definiert. Dieses wurde im Rahmen einer Anpassung der Stoßdauer an experimentelle Beobachtungen zu 60 % effektiver plastischer Dehnung gewählt. Zur Abbildung des Wassers wurde die SPH-Methode mit ca. 961.000 Partikeln verwendet.

In Abb. 5.2 werden numerische Kontaktkräfte zwischen Projektil und Stahlplatte sowie zwischen Stahlplatte und KMD mit den Versuchsdaten, d. h. der Summe von drei KMD-Signalen, verglichen. Die numerischen Kontaktkräfte wurden einer 1-kHz-Tiefpassfilterung unterzogen. Aufgrund der Trägheitskräfte der Stahlplatte sind die Kontaktkräfte zwischen KMD und Stahlplatte etwas höher als die Kontaktkräfte zwischen Projektil und Stahlplatte. Es zeigt sich, dass innerhalb einer Anfangsphase von ca. 5 ms die numerischen Ergebnisse sehr gut den Messdaten entsprechen. Dies ist auch anhand der Impulsüberträge erkennbar (vgl. Abb. 5.3). Insbesondere finden sich in der Anfangsphase gute Übereinstimmungen in Versuch LFP6, bei dem das Versagen des Projektils durch die Kerben vorgegeben ist (vgl. Abb. 5.5). Da das numerische Modell die Kerben explizit enthält, wird der Versagensmechanismus in realistischer Weise reproduziert. Demgegenüber entstehen zu späteren Zeiten Unsicherheiten bezüglich der Belastung, was insbesondere für LFP3 zum Tragen kommt. Hier kommt es zu einem weniger gut definierten Verhalten, was unter anderem den Aufprall des Hecks nach ca. 9 ms (vgl. Abb. 5.4,

rechter Teil) beinhaltet. Allerdings sind ebenfalls Abweichungen für LFP6 erkennbar. Mögliche Erklärungen hierfür sind Abweichungen bezüglich des Berstens und Massenverlust außerhalb der Kontaktzone, Effekte durch ein Abgleiten des Projektils sowie Effekte nachströmender Druckluft.

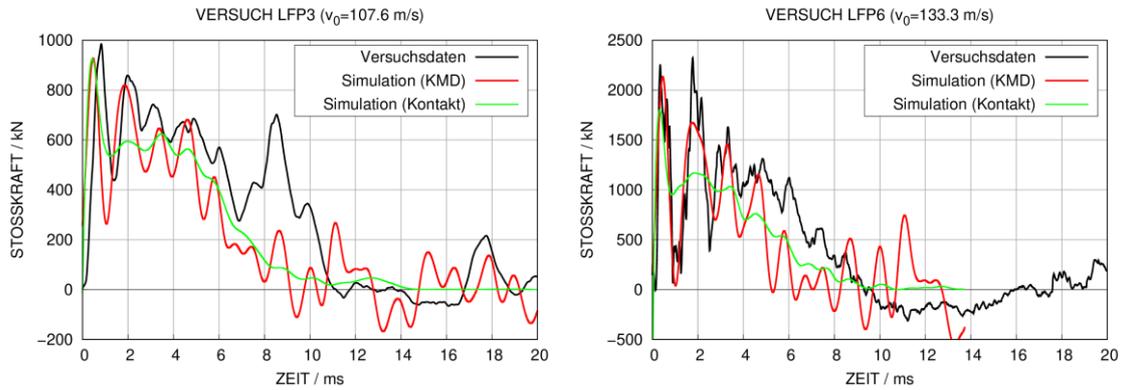


Abb. 5.2 Vergleich von gemessenen und simulierten Stoßkräften in den Versuchen LFP3 und LFP6

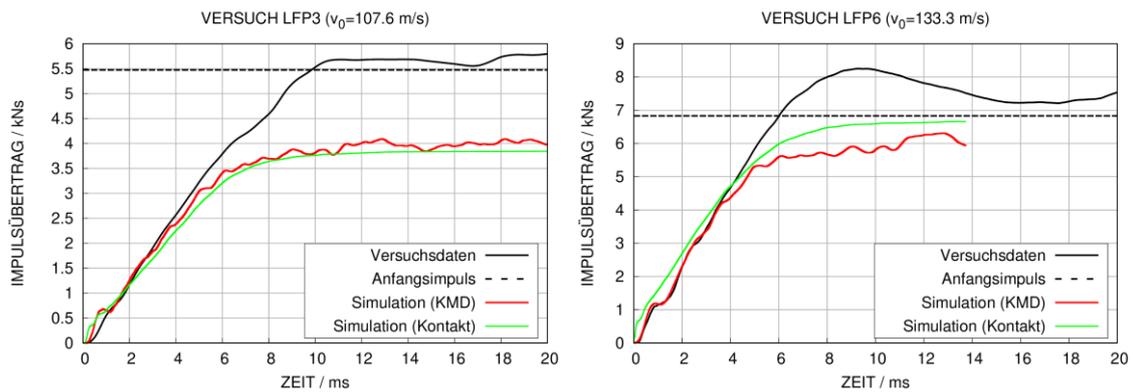


Abb. 5.3 Vergleich von gemessenen und simulierten Impulsüberträgen in den Versuchen LFP3 und LFP6



Abb. 5.4 Hochgeschwindigkeitskameraaufnahmen des Projektils zu Aufprallbeginn und nach 9 ms in Versuch LFP3

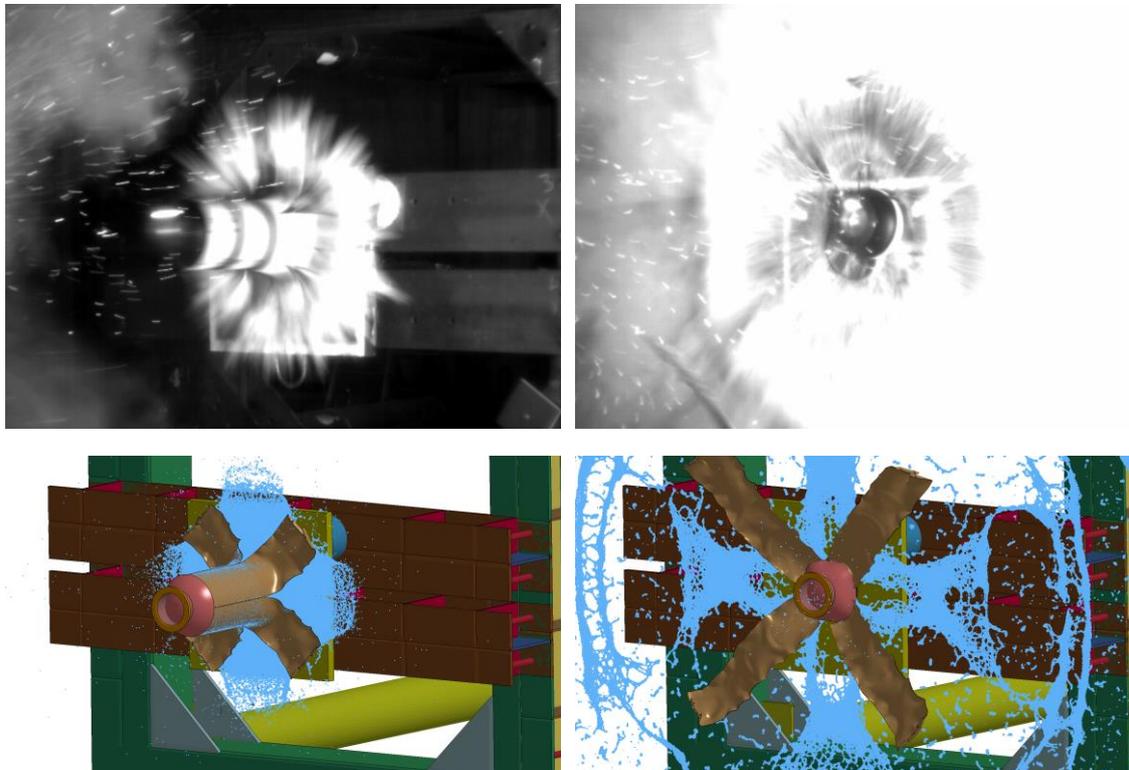


Abb. 5.5 Hochgeschwindigkeitskameraaufnahmen und Simulationsergebnisse des Aufprallvorgangs 2 ms (Bilder links oben/unten) und 14 ms (Bilder rechts oben/unten) nach Aufprallbeginn in Versuch LFP6

5.2 Überblick über Versuche mit Stahlbetonplatten

In Tab. 5.2 sind die wesentlichen Parameter der Aufprallbelastungen der Versuche aufgeführt, welche im Rahmen von IMPACT III mit Stahlbetonplatten durchgeführt wurden.

Es handelt sich um zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatten (Abmessungen: 2082 x 2082 x 150 mm), welche mit einer Spannweite von 2000 mm zweiachsig gelagert sind. Biegebewehrung wird über Stäbe (Stahlsorte B500B, Stabdurchmesser 6 mm) realisiert, welche mit einer Betonüberdeckung von 15 mm kreuzweise in Abständen von 50 mm auf jeder Seite und in jede Richtung verlegt sind. Dies entspricht einem Bewehrungsgrad von $5,65 \text{ cm}^2/\text{m}^2$. Weiterhin enthalten die Platten in den Versuchen L1-L7 Schubbewehrung in Form von geschlossenen Bügeln ($\varnothing 6 \text{ mm}$) mit einem Bewehrungsgrad von $53,5 \text{ cm}^2/\text{m}^2$. In diesen Versuchen wurde der Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit sowie der Einfluss von Teilfüllung auf das Targetverhalten untersucht. Die Versuche L8-L10 wurden mit Platten ohne Bügelbewehrung durchgeführt. Die Zielsetzung bestand in der Bereitstellung von Versuchsdaten zum Flüssigkeitseintrag bei Perforation einer Stahlbetonplatte, die zur Validierung eines Analysemodells zur Abschätzung des Flüssigkeitseintrags genutzt werden sollten.

Tab. 5.2 Wesentliche Parameter der Versuche der L-Reihe

Bez.	$v_0 /$ m/s	$M_{\text{ges}} /$ kg	$M_{\text{Wasser}} /$ kg	Projektiltyp	KMD- Versuch	x-y-Versatz / mm	Anmerkung
L1	112,9	51,2	39,2	Vollgefüllt A	LFP3	12 \rightarrow / 0 \downarrow	
L2	111,1	49,6	26	Teilgefüllt B	LFP2	10 \leftarrow / 15 \uparrow	
L3	137,5	50,9	37,8	Vollgefüllt B	LFP6	23 \rightarrow / 8 \uparrow	
L4	147,3	50,9	37,6	Vollgefüllt B	-	3 \rightarrow / 7 \downarrow	
L5	138,4	49,5	26	Teilgefüllt B	LFP7	22 \leftarrow / 27 \downarrow	
L6	117,7	51,4	38	Vollgefüllt B	LFP3	8 \leftarrow / 19 \uparrow	Whd. L1
L7	168,9	51,9	38,4	Vollgefüllt B	-	18 \rightarrow / 1 \downarrow	
L8	113,7	51,7	38,3	Vollgefüllt B	LFP3	N/A	Ohne Bügel
L9	166,7	51,7	38,2	Vollgefüllt B	-	N/A	Ohne Bügel
L10	131,8	51,3	37,8	Vollgefüllt B	-	N/A	Ohne Bügel

Messdaten zur Charakterisierung des Betons sind in Tab. 5.3 aufgeführt. Im Hinblick auf Einschränkungen bei der Versuchsdurchführung kommt es teilweise zu Abweichungen. In Einzelfällen war jedoch eine etwa zeitgleiche Durchführung von Versuchspaaren mit Platten der gleichen Produktionscharge möglich (L2/L3 und L7/L9).

Tab. 5.3 Überblick über Betoneigenschaften in den Versuchen der L-Reihe

Bez.	Alter Platte / d	f_c (Würfel) / MPa	f_c (Zyl.) / MPa	f_t / MPa	E-Modul / GPa	Poisson-zahl	Dichte / g/cm ³
L1	106	63,6	54,7	3,58	29,9	N/A	2,276
L2	42	49,4	47,4	2,62	27,0	N/A	2,237
L3	49	49,8	48	2,62	27,0	N/A	2,239
L4	35	55,2	50,4	3,3	27,2	N/A	2,25
L5	28	53,8	49,6	3,54	27,2	N/A	2,26
L6	65	62	51,9	3,24	32,0	0,209	2,233
L7	36	55,1	50,3	3,09	30,7	0,228	2,267
L8	71	62,5	48,4	3,24	32,0	0,209	2,233
L9	41	55,1	50,3	3,09	30,7	0,228	2,267
L10	70	59,4	55,2	3,53	35,9	0,232	2,302

5.3 Simulationsergebnisse bezüglich der Betonschädigung

Abb. 5.6 zeigt ein Schnittbild des Simulationsmodells für LS-DYNA, welches für die Simulation der Versuche der L-Reihe mit vollgefülltem Projektil verwendet wurde. In diesem Modell wurde der Verbund von Beton und Bewehrung über gemeinsame Knoten abgebildet. Die Randbedingung wird über Kontakte von je vier Rollen ($\varnothing = 48$ mm) auf Front- und Rückseite mit den Abdeckplatten der Stahlbetonplatte und dem Rahmen der Auflagerstruktur simuliert. Hierbei werden die Knoten des Rahmens vereinfacht im Raum fixiert. In den LS-DYNA Simulationen wurde für die Versuche L1-L7 mit vergleichsweise moderater Schädigung des Betons eine Bewehrungsmodellierung verwendet, bei der sich horizontal und vertikal verlaufende Stäbe in derselben Ebene befinden und über gemeinsame Knoten miteinander verbunden sind. Die Versuche L2 und L5 wurden nicht simuliert, da sich das Berstverhalten des Projektils nicht numerisch abbilden ließ.

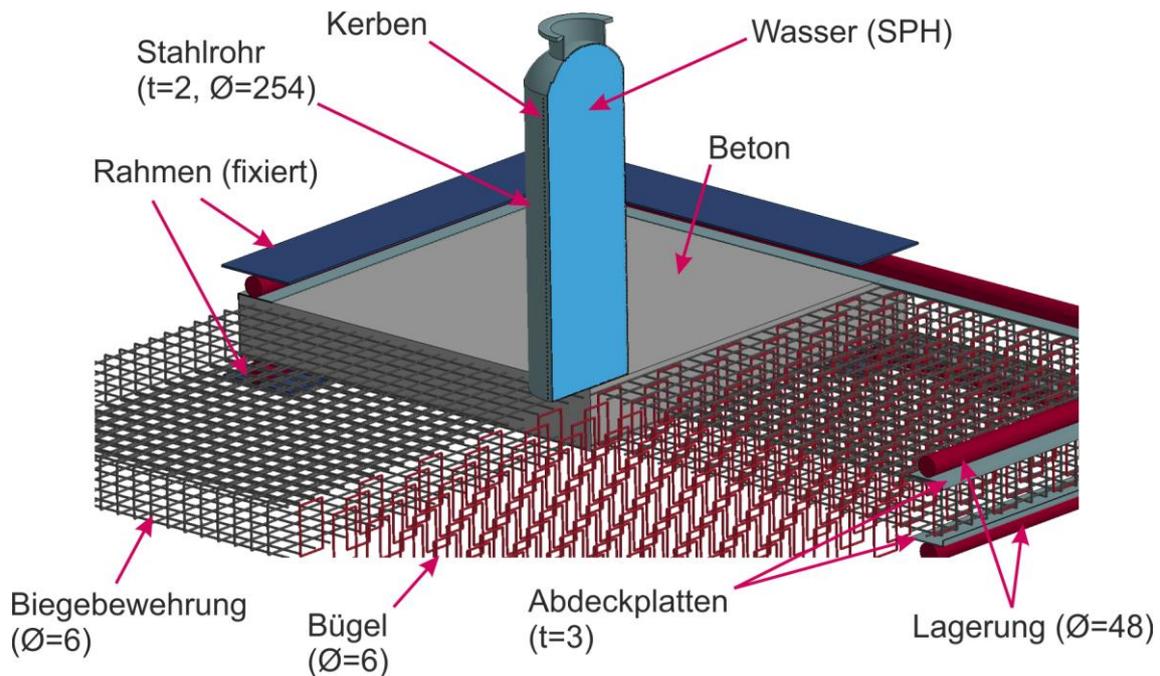


Abb. 5.6 Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation der VTT L-Reihe

Das Betonverhalten wird über das RHT-Modell simuliert. Im Folgenden werden Konturplots des Schadensparameters mit Schadensbildern auf Front- und Rückseite verglichen. Auf den Fotografien sind teilweise Filzstiftmarkierungen von Rissen sichtbar. Weiterhin zeigen einige Fotografien Ansichten nach dem Auftragen eines Fixiermittels. Für die Versuche L1 (vgl. Abb. 5.7) und L6 (Abb. 5.8) stimmen die Schädigungen auf der Frontseite im Bereich des Kontaktes von Projektil und Stahlbetonplatte zufriedenstellend überein. In beiden Versuchen kommt es zu Scabbing. In den Simulationen wurden zur Visualisierung des Scabbing die Elemente der Betonüberdeckung in den betroffenen Bereichen ausgeblendet. In Versuch L6 finden sich auf diese Weise aufgrund der leicht höheren Aufprallgeschwindigkeit in der Simulation etwas größere Abmessungen der vom Scabbing betroffenen Fläche. Zwischen den Versuchen ist dieser Unterschied weniger augenscheinlich, wobei die Fläche in L1 trotz leicht geringerer Belastung sogar etwas größer ist. In Anbetracht der höheren Verschiebungen in L6 (vgl. Abschnitt 5.4) ist der Unterschied bezüglich des Scabbing ebenfalls bemerkenswert. Eine mögliche Erklärung besteht in den Unterschieden bei den Varianten der Projektile. In L1 dürfte eine stärkere Einfassung der Wassermasse zu Beginn des Aufpralls vorgelegen haben, welche einen verstärkten Effekt auf die initial in das Platteninnere eingeleitete Druckwelle ausgeübt haben könnte.

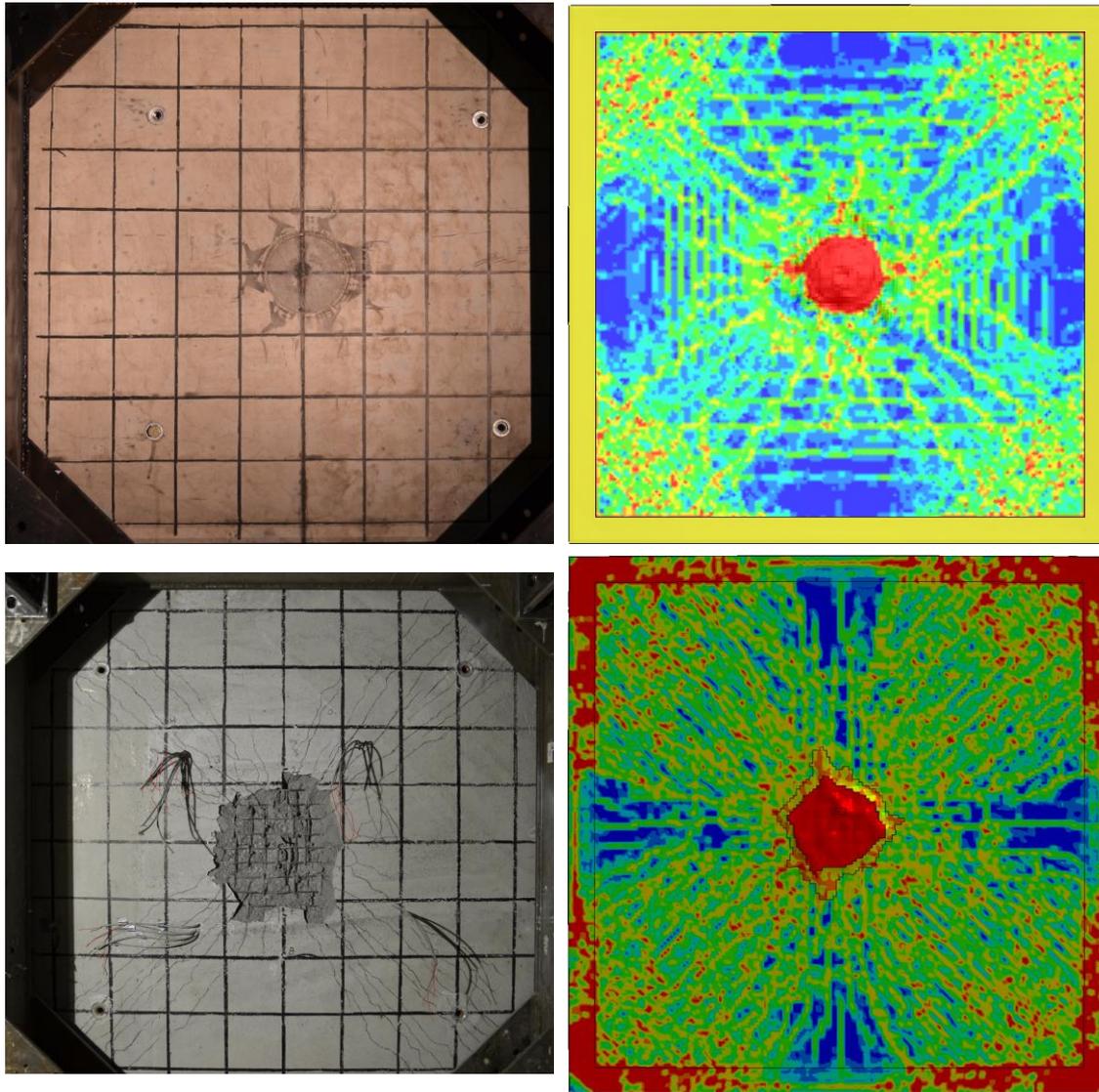


Abb. 5.7 Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L1 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA

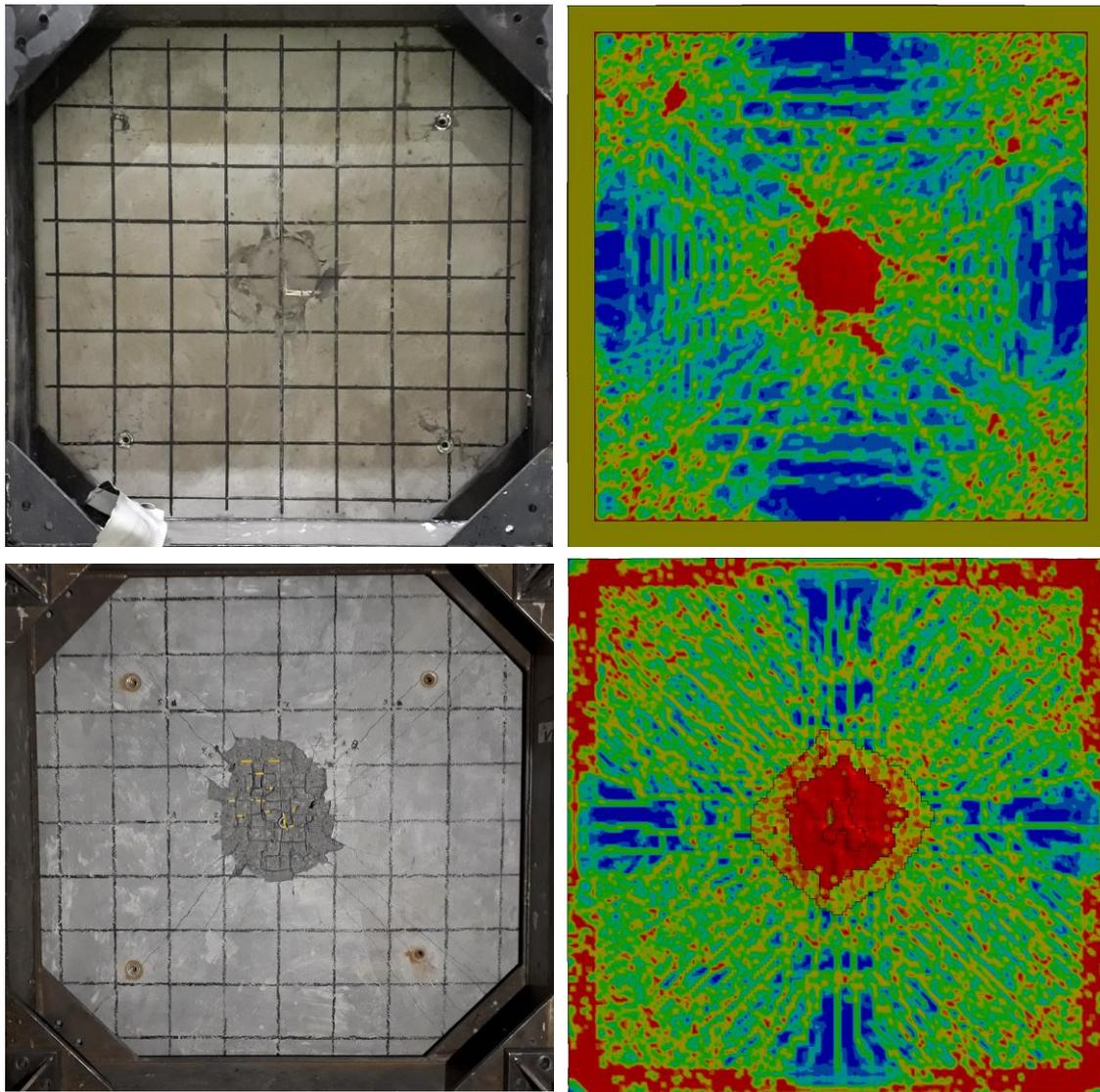


Abb. 5.8 Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L6 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA

Im Vergleich zum Versuchspaar L1/L6 ist die Stahlbetonplatte im Versuch L3 auf der Frontseite auch außerhalb des unmittelbaren Kontaktbereiches sichtbar geschädigt (vgl. Abb. 5.9). Hiervon sind Bereiche betroffen, welche sich auf den diagonal verlaufenden Fließlinien befinden. Mutmaßlich handelt es sich um eine Materialschädigung im Druckbereich. Diese wird lediglich in Teilen von der räumlichen Verteilung des Schadensparameters reproduziert. Auf der Plattenrückseite kommt es neben einem ausgeprägterem Scabbing auch vermehrt zu radial verlaufenden Rissen, was zufriedenstellend von der numerischen Simulation reproduziert wird.

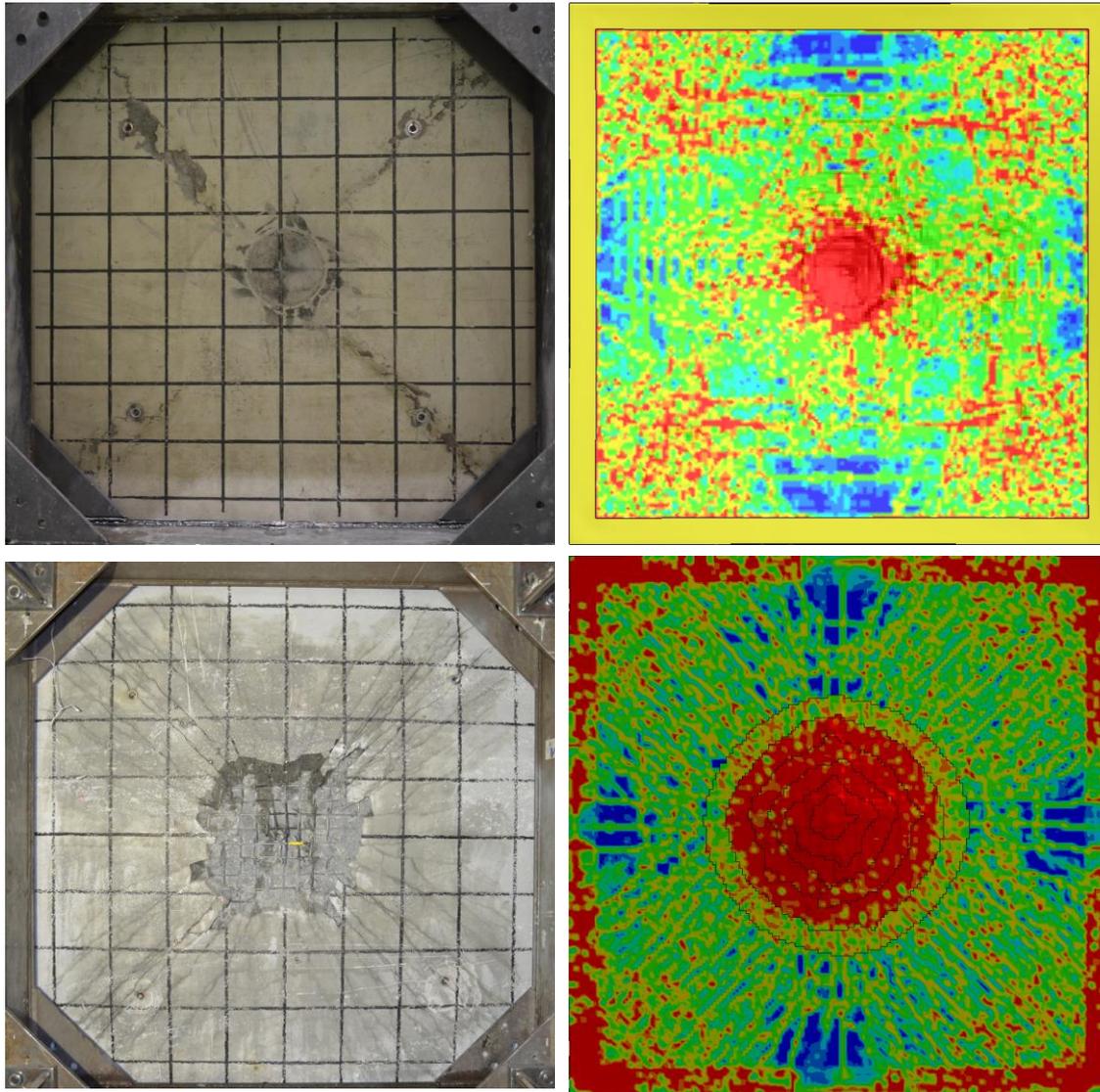


Abb. 5.9 Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L3 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA

Der für Versuch L3 erkennbare Trend bei der Schädigung der Frontseite verstärkt sich für Versuch L5 (vgl. Abb. 5.10). Es zeigt sich darüber hinaus, dass auf der Rückseite sichtbare Makrorisse im Bereich der Fließgelenke auftreten. Diese werden von der numerischen Simulation in dieser Form nicht erfasst.

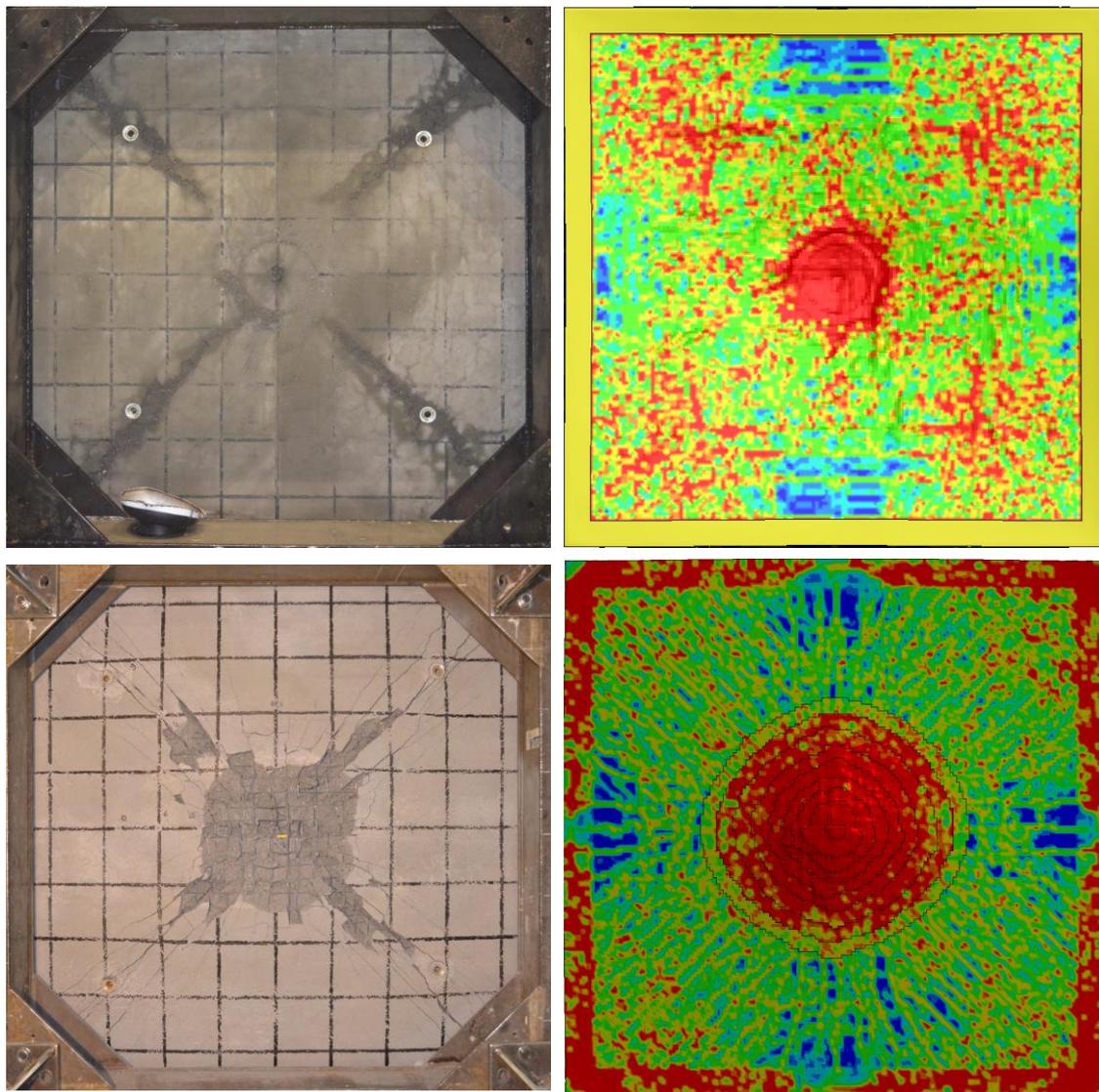


Abb. 5.10 Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L4 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA

Die frontseitige Schädigung ist in Versuch L7 gegenüber L4 noch einmal deutlich erhöht (vgl. Abb. 5.11), weil sich die belastete Fläche infolge der Ausbreitung der Wassermasse vergrößert, was von der numerischen Simulation reproduziert wird. Auf der Rückseite ist die Ausbildung von Bruchlinien deutlich erkennbar. Dieser Effekt wird durch die numerische Simulation unzureichend reproduziert. In Versuch L7 zeigt die Stahlbetonplatte mit einer Kombination von Durchstanz- und Biegeversagen ein qualitativ anderes Verhalten als in den Versuchen L1-L6, was in Abschnitt 5.6 eingehender erläutert wird.

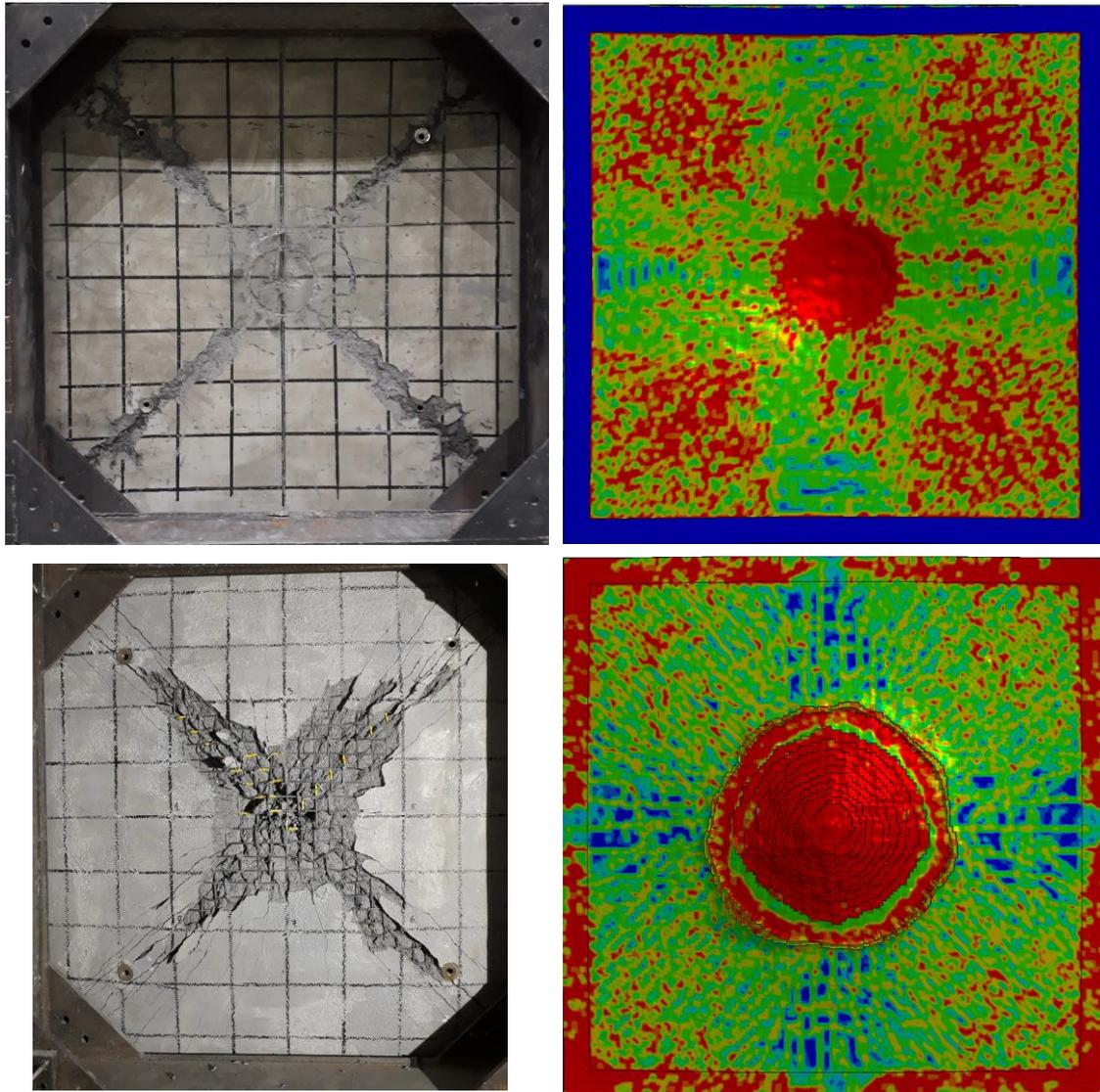


Abb. 5.11 Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L7 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA

5.4 Auswertungen und Simulationsergebnisse zu Plattenverschiebungen in der L-Reihe

In diesem Abschnitt werden gemessene Zeitverläufe von Plattenverschiebungen den Ergebnissen von LS-DYNA Simulationen gegenübergestellt. Die Positionen der induktiven Wegaufnehmer wurden in Abhängigkeit von Ergebnissen vorangegangener Versuche bei Bedarf angepasst. Hierbei beziehen sich die Zeichnungen der Sensorpositionen auf die Frontansicht der Stahlbetonplatte. Die Verschiebungen wurden jedoch jeweils auf der Plattenrückseite gemessen, wobei die Verschiebungsaufnehmer in einer Tiefe von ca. 20 mm hinter der rückseitigen Biegebewehrung verankert wurden. Bezüglich

Versuch L1 ergeben sich zwischen Experiment und numerischen Ergebnissen sehr gute Übereinstimmungen hinsichtlich Frequenzen und Auslenkungen. Bezüglich der zentralen Position D1 kommt es zu einer Überschätzung der Verformung durch die Simulation, allerdings ist die Korrektheit der Messung bezüglich der Maximalverschiebung zu hinterfragen. Die wird für den Wiederholungsversuch L6 umso deutlicher (vgl. Abb. 5.12). Der ursprüngliche rasche Anstieg der Verschiebung an Position D1 wird von der Simulation reproduziert und ist mit einer kurzzeitigen Drucküberhöhung beim Aufprall des Wasserzylinders zu erklären (vgl. /GRS 16/). Die maximal an Position D5 gemessene Verschiebung ist etwas geringer als an den Positionen D2 und D7. Dies lässt sich mit dem leichten Versatz des Projektils (vgl. Tab. 5.2) erklären. Im Übrigen sind die Verschiebungen an über Symmetrie verbundene Sensorpositionen vollkommen symmetrisch. Analog dazu sind für Versuch L6 die Asymmetrien zwischen D2 und D5 bzw. D15 und D4 gut über den Versatz des Projektils zu erklären. Im direkten Vergleich zwischen L1 und L6 ergeben sich insgesamt plausible quantitative Übereinstimmungen.

In Versuch L3 kommt es aufgrund der gegenüber L1 und L6 erhöhten Aufprallgeschwindigkeit zu einem Versagen des Sensors an Position D1 (vgl. Abb. 5.14). Es zeigt sich, dass die numerische Simulation die Verformung an nahezu allen Sensorpositionen überschätzt. Weiterhin kommen Effekte der Asymmetrie und des Versatzes der Anprallposition in diesem Fall in der numerischen Simulation stärker zum Tragen. Tendenziell ist die Übereinstimmung an den außen liegenden Sensorpositionen D4 und D11 besser.

Im Hinblick auf die zu erwartende stärkere Schädigung im Plattenzentrum wurden in den Versuchen L4 und L7 keine Sensoren an dieser Position verwendet (vgl. Abb. 5.15). In Versuch L4 nehmen die Verschiebungen erwartungsgemäß im Vergleich zu L3 weiter zu (vgl. Abb. 5.16). Es kommt ähnlich wie in L3 zu einer gewissen Überschätzung der Verschiebungen entlang der horizontalen angeordneten Gruppe von Sensoren (D5/D6/D13). Bezüglich der Sensoren auf dem Fließgelenk finden sich zufriedenstellende Übereinstimmungen. Die Messdaten von Sensor D3 weisen auf einen Verlust der Verankerung hin, werden aber bis ca. 10 ms als aussagekräftig bewertet. In Versuch L7 ist die Überschätzung der Verschiebungen zwischen den Fließgelenken durch die Simulation wiederum stärker ausgeprägt (vgl. Abb. 5.17), wohingegen die Verschiebungen auf den Fließgelenken selbst gut reproduziert werden. Eine mögliche Interpretation ist die Unterschätzung der Ausbildung von Bruchlinien (vgl. Abb. 5.11) bzw. der Biegeverformung und einer damit einhergehenden Überschätzung der Stanzkegelbildung.

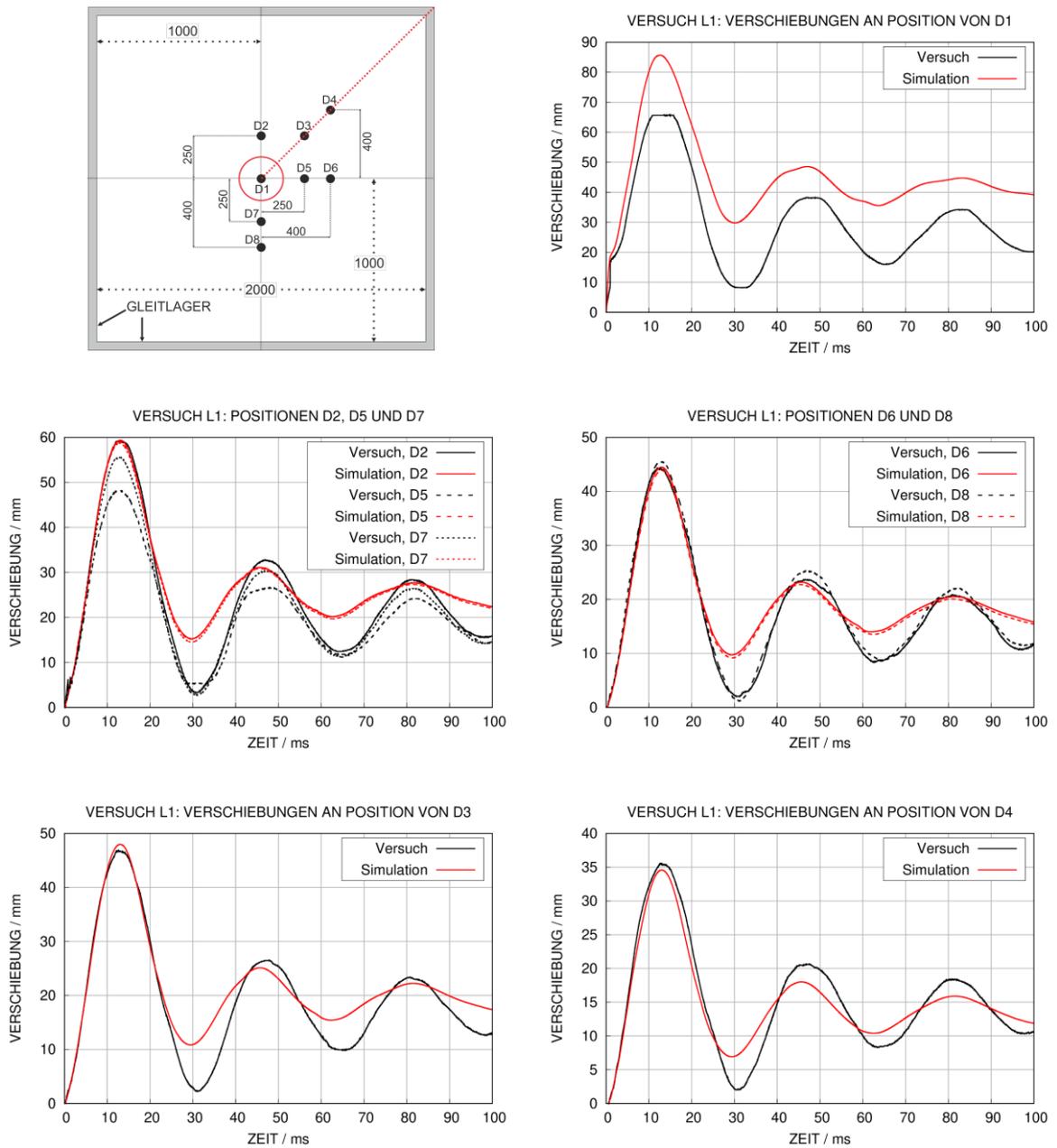


Abb. 5.12 Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L1

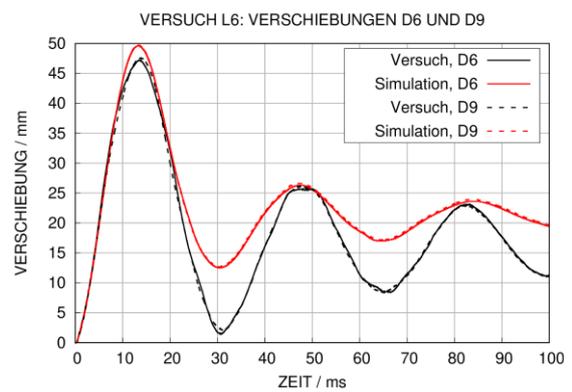
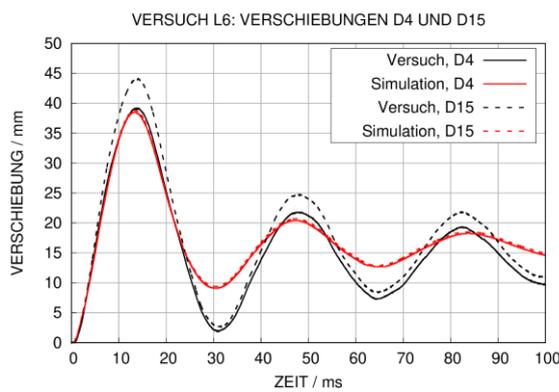
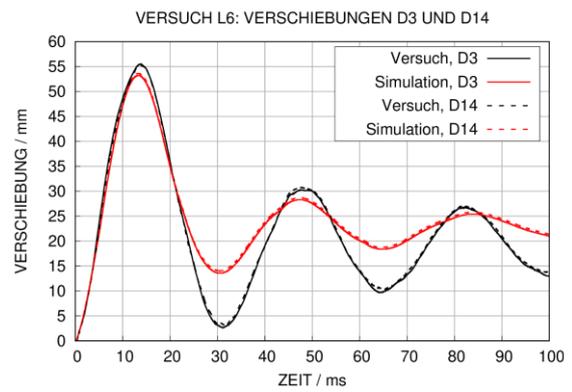
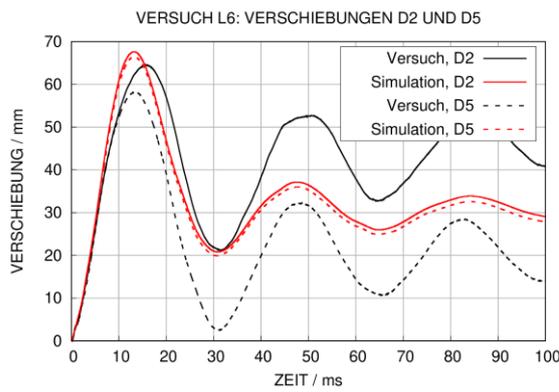
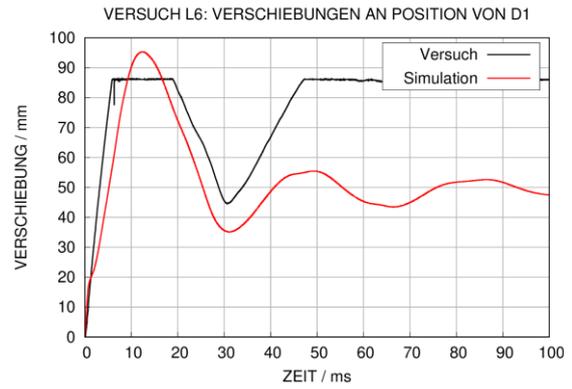
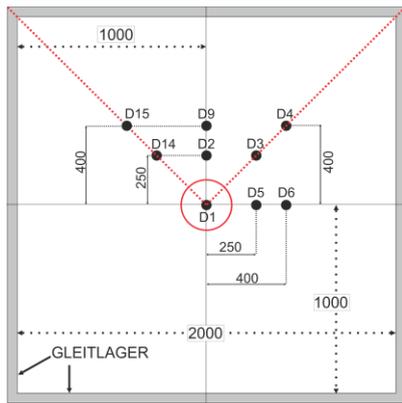


Abb. 5.13 Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L6

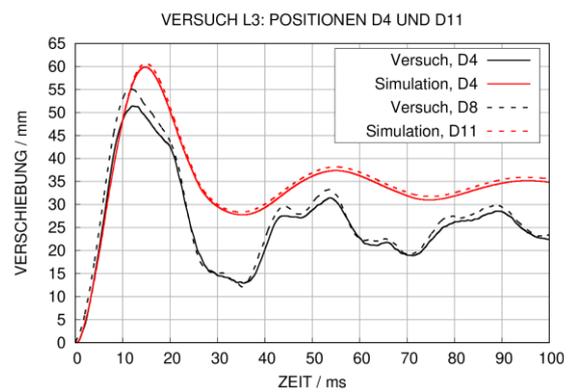
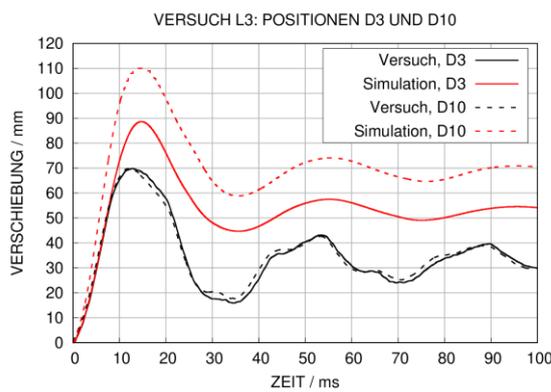
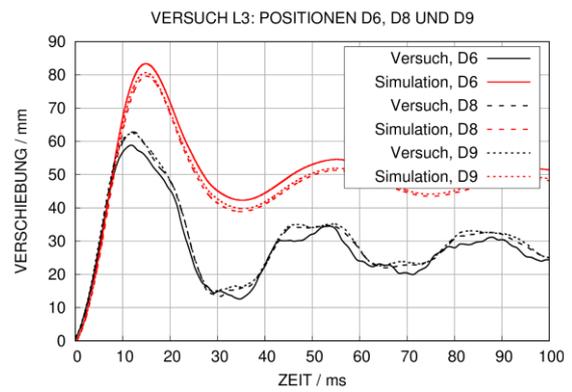
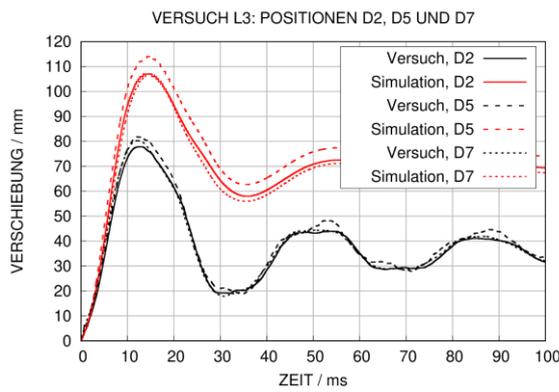
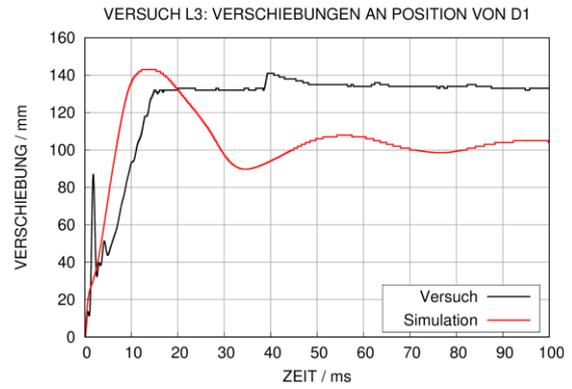
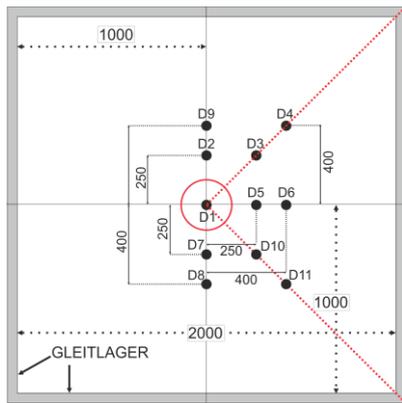


Abb. 5.14 Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L3

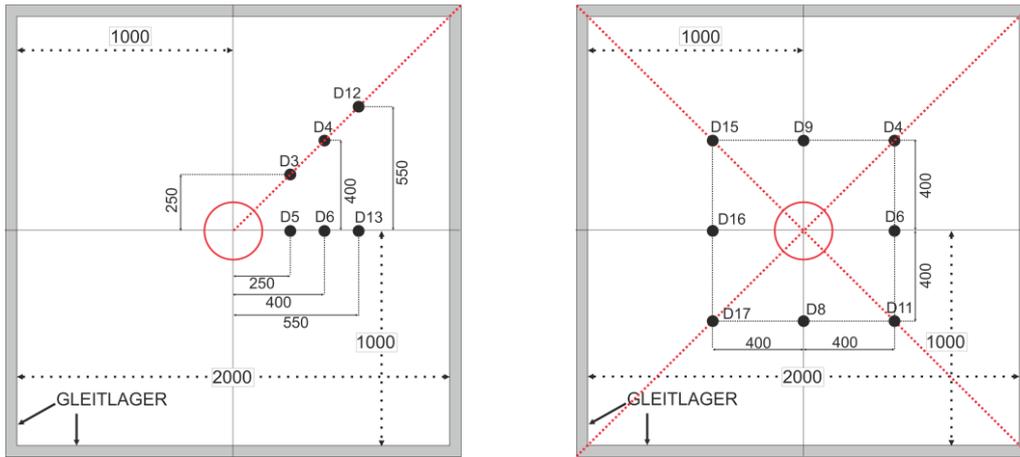


Abb. 5.15 Anordnungen von Verschiebungsaufnehmern in den Versuchen L4/L5 (links) und L7 (rechts)

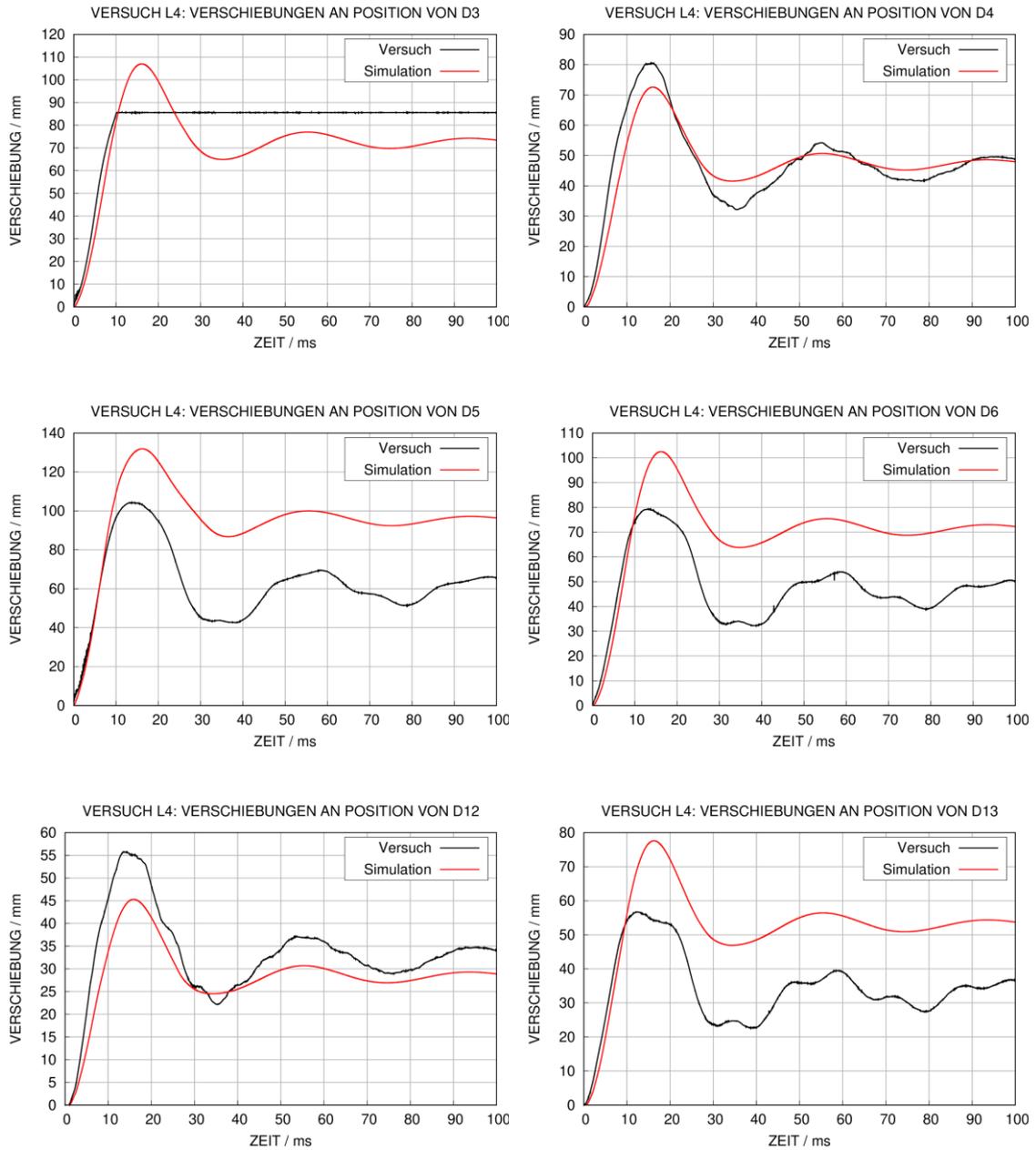


Abb. 5.16 Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L4

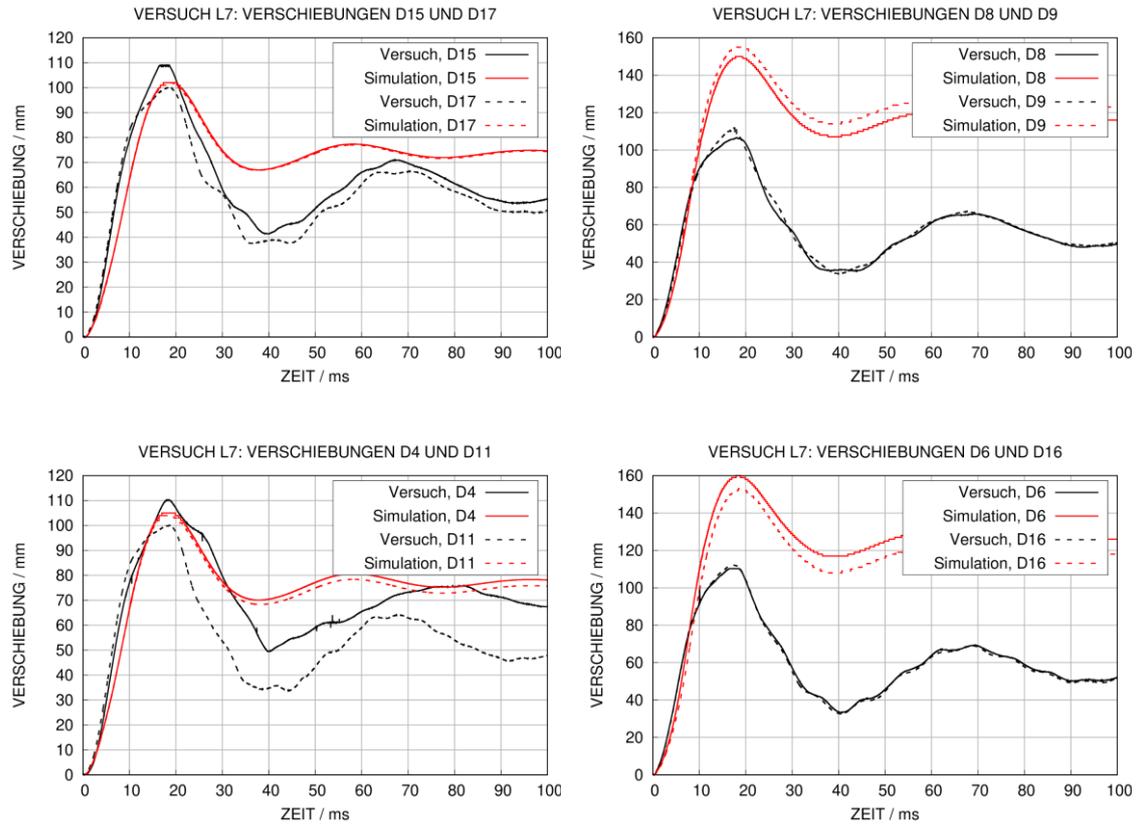


Abb. 5.17 Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L7

5.5 Auswertungen von Dehnungsverteilungen der rückseitigen Biegebewehrung

Der korrekten Simulation von Dehnungen wird eine besondere Bedeutung zugewiesen, da diese im Vergleich zu einer angenommenen Versagensdehnung in Analysen zum Lastfall Flugzeugabsturz häufig als Versagenskriterien Verwendung finden. Zur genaueren Ermittlung der räumlichen Verteilung von Dehnungen in Versuchen der L-Reihe (Details siehe Tab. 5.2) und zur Abschätzung von plausiblen maximal auftretenden Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung wurden zu jedem Versuch DMS-Anordnungen spezifiziert. Die Anordnungen wurden jeweils basierend auf Ergebnissen vorheriger Versuche angepasst und sind im Anhang A.1.1 dokumentiert. Aufgrund des umfangreichen Bestandes an Messdaten erfolgt in diesem Bericht eine Einschränkung auf die Diskussion ausgewählter Ergebnisse und Versuche.

Grundsätzlich treten die höchsten gemessenen und simulierten Dehnungen im Zentrum der rückseitigen Biegebewehrung auf. Dies ist konsistent mit der Tatsache, dass dort die maximalen Verschiebungen auftreten. Weiterhin werden in der Nähe der diagonal

verlaufenden Fließgelenke hohe Dehnungen gemessen. Exemplarisch ist dies in Abb. 5.18 für die Versuche L1 und L6 jeweils nach 6,5 ms dargestellt. Eine wesentliche Motivation zur Durchführung von L6 als Wiederholung von L1 bestand in der Aufzeichnung von Dehnungen im Zentrum, um ein umfassenderes Bild über die Dehnungsverteilung zu erhalten.

Bezüglich der hohen Dehnungen auf den Fließgelenken kam es in sämtlichen numerischen Simulationen zu Defiziten. Besonders ausgeprägt waren diese für im Rahmen von RS1509 durchgeführte AUTODYN-Simulationen, bei denen die Randbedingung durch eine direkt auf die Knoten der Platte aufgebrachte Gleitlagerbedingung abgebildet wurde (vgl. Abb. 5.18, links). In diesen Fällen sind die Dehnungen stark im Zentrum lokalisiert und entlang der Fließgelenke werden lediglich elastische Dehnungen errechnet. Anhand der Messdaten ist jedoch zu schlussfolgern, dass keine ausgeprägte Lokalisierung von plastischen Dehnungen auftritt.

Durch die realistischere Abbildung der Lagerbedingung über eine Kontaktbedingung (vgl. Abb. 5.6) im LS-DYNA-Modell treten auch entlang der Diagonalen gewisse plastische Dehnungen auf (vgl. Abb. 5.18, rechts), jedoch sind diese weitaus geringer als die Messdaten. Dies ist insofern bemerkenswert, als dass die Verschiebungen durch beide Modelle sehr gut reproduziert werden. Es zeigte sich, dass diese Defizite auch bei der Verwendung anderer Materialmodelle für Beton und Stahl auftraten. Weiterhin traten sie bei der Verwendung der Kopplungsmethode *Constrained_Beam_in_Solid auf, wobei auch die Definition einer Auszieh-Schlupfbeziehung gemäß /CEB 13/ nicht zu einer Verbesserung der Ergebnisse führte.

Weiterhin bestanden die Defizite für Modelle, in denen horizontale und vertikale Bewehrungslagen getrennt voneinander in verschiedenen Ebenen angeordnet waren. Eine mögliche Ursache besteht darin, dass die Balkenelemente der Rechenmodelle mit den Diagonalen der Stahlbetonplatten einen Winkel von 45° bilden. Numerische Studien mit einer um 45° gedrehten Anordnung der Bewehrung deuten an, dass in diesen Fällen prinzipiell ein Fließgelenk besser abgebildet werden kann. Ferner wurde im Rahmen des Vorhabens RS1182 für einachsrig gelagerte Stahlbetonplatten festgestellt, dass eine zufriedenstellende Reproduktion der in diesen Fällen vertikal verlaufenden Fließgelenke möglich ist. Ebenso war es bei der Simulation der IRIS-3-Versuche (siehe Kapitel 9) prinzipiell möglich, plastische Dehnungen in senkrecht zu Fließgelenken verlaufenden Bewehrungsstäben zu reproduzieren (vgl. Abb. 9.20).

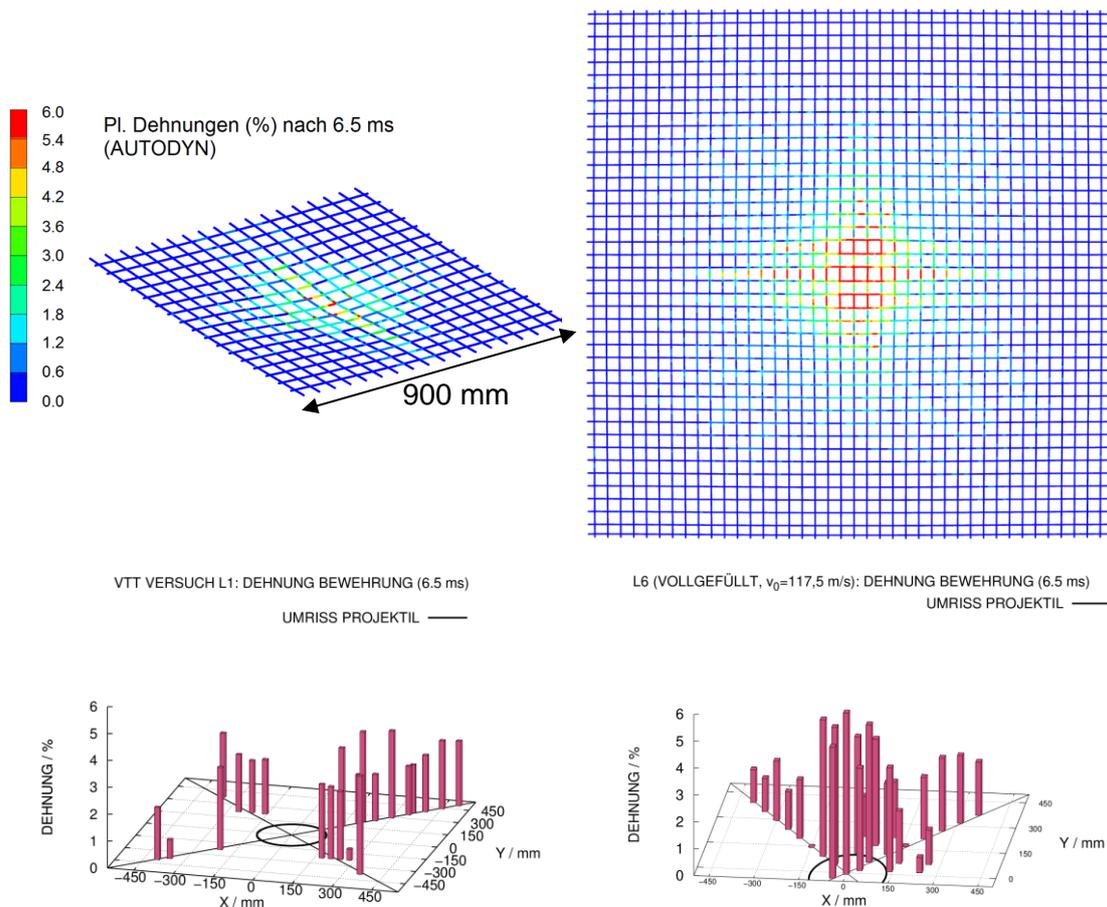


Abb. 5.18 Dehnungsverteilungen nach 6,5 ms auf den rückseitigen Bewehrungsstäben in einer AUTODYN-Rechnung zu L1/L6 (oben, links), LS-DYNA-Rechnung zu L1/L6 (oben, rechts), Versuch L1 (unten, links) und Versuch L6 (unten, rechts)

Für die Versuche L1 (vgl. Abb. A.6 bis Abb. A.10) sowie L6 (vgl. Abb. A.11 und Abb. A.12) und L3 (vgl. Abb. A.13 und Abb. A.14) finden sich im Anhang umfangreiche Vergleiche von Zeitsignalen. Wie bereits erwähnt, werden die Dehnungen in den Simulationsrechnungen tendenziell unterschätzt. Allerdings werden in Einzelfällen Signale sehr gut reproduziert, z. B. für SG20 in Versuch L6. In anderen Einzelfällen gelingt eine sehr gute Reproduktion der Dehnungen bis zu einem gewissen Zeitpunkt, z. B. für SG04 in Versuch L6. Hier ist davon auszugehen, dass es im Versuch zu lokalen Effekten an der DMS-Position kam. Ebenfalls in L6 ist für SG01 erkennbar, dass bis zum Versagen des DMS im Versuch die Simulation gut den Anstieg der Dehnungen reproduziert. Anschließend kommt es in der Simulation zu einem lokalen Einklemmen des im Plattenzentrums befindlichen Elementes. Weiterhin wird an einzelnen Messstellen zwar die maximale Dehnung unterschätzt, die permanente Dehnung jedoch zufriedenstellend

reproduziert. Dies ist z. B. für SG26 in Versuch L6 der Fall. Bei den Simulationsergebnissen zu L3 ist auffällig, dass sich die Unterschätzung der Dehnungen im Wesentlichen für den vertikal verlaufenden Stab feststellen lässt. Bezüglich der Symmetrie der Dehnungsverteilung lässt sich allgemein schlussfolgern, dass es hier sowohl in den Messdaten als auch in den Simulationsergebnissen zu Abweichungen kommen kann.

Bezüglich maximaler und permanenter Dehnungen erfolgt für ausgewählte Versuche im Folgenden eine Auswertung in Form von Histogrammen. Für Versuch L6 vergleichen Abb. 5.19 und Abb. 5.20 vom Plattenzentrum ausgehend die Dehnungsverläufe entlang des Fließgelenkes. Wie bereits erwähnt ist erkennbar, dass die Simulationsergebnisse in größerer Entfernung vom Plattenzentrum die Messdaten unterschätzen. Weiterhin wird deutlich, dass hohe plastische Dehnungen außerhalb des Aufprallbereiches auftreten.

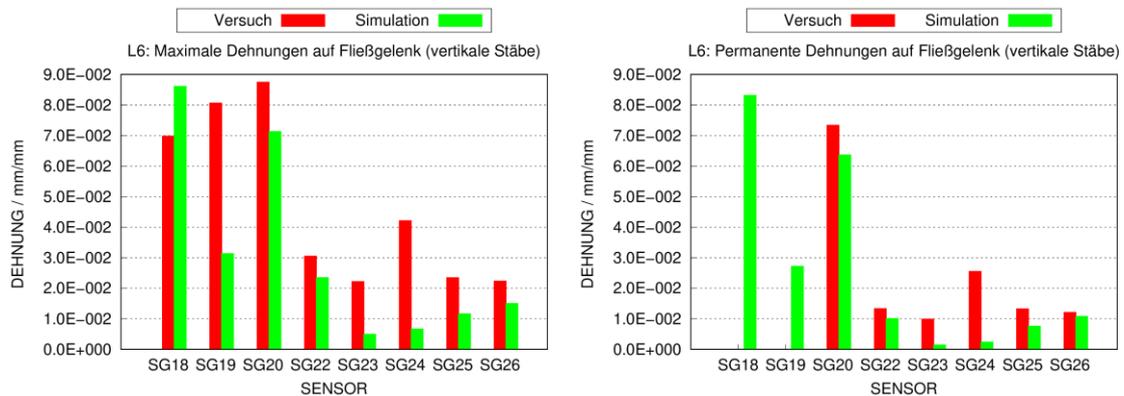


Abb. 5.19 Maximale und permanente Dehnungen auf vertikalen Bewehrungsstäben entlang eines Fließgelenks in Versuch L6

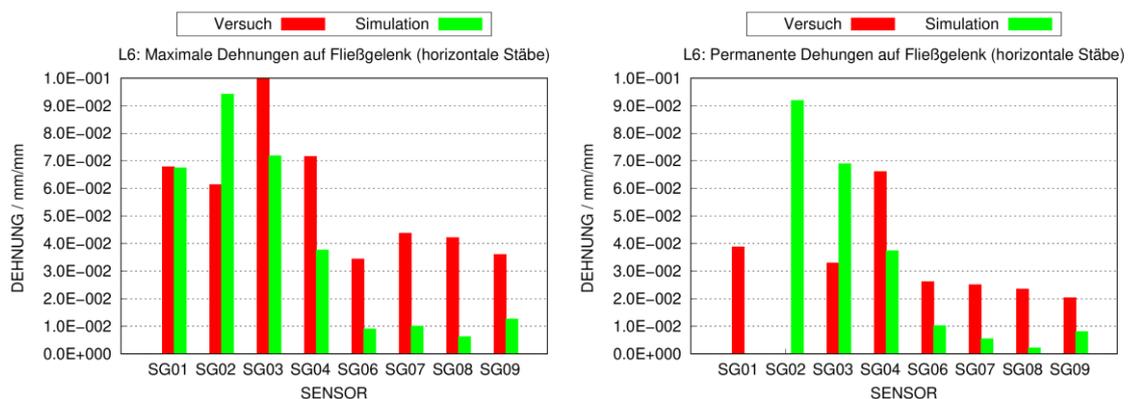


Abb. 5.20 Maximale und permanente Dehnungen auf horizontalen Bewehrungsstäben entlang eines Fließgelenks in Versuch L6

Für Versuch L3 erfolgt eine Auswertung der Dehnungsverteilung entlang eines horizontalen (vgl. Abb. 5.21) und vertikalen (vgl. Abb. 5.22) Bewehrungsstabes. Anhand der Versuchsdaten ist ersichtlich, dass der gesamte Stab plastische Verformungen aufweist und diese nicht lokalisiert sind. Dies wird ebenso durch die Zeitverläufe in Abb. A.9 für Versuch L1 nahegelegt. In der Simulation tritt für SG16 ein lokaler Effekt auf.

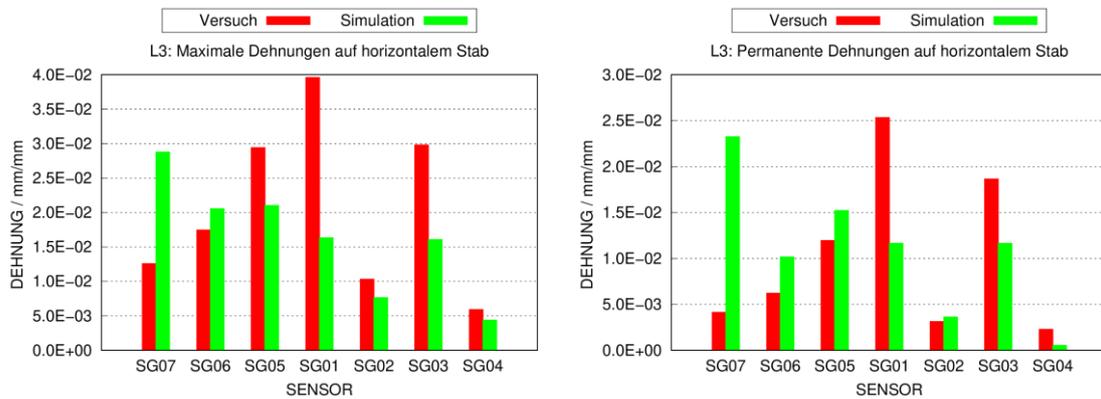


Abb. 5.21 Maximale und permanente Dehnungen auf einem horizontalen Bewehrungsstab in Versuch L3

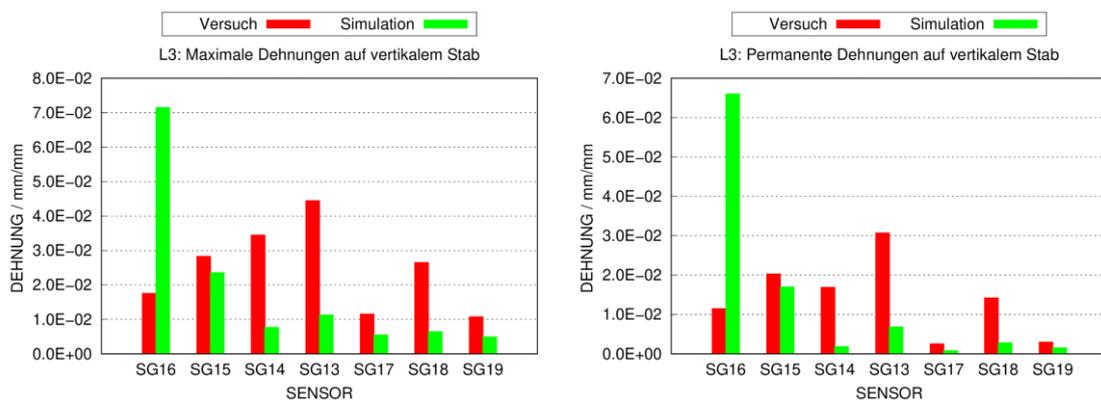


Abb. 5.22 Maximale und permanente Dehnungen auf einem vertikalen Bewehrungsstab in Versuch L3

Anhand der räumlichen Verteilungen der Dehnungen in Versuch L3 auf einer zum Fließgelenk senkrechten Linie (vgl. Abb. 5.23) wird ebenfalls deutlich, dass keine ausgeprägte räumliche Lokalisierung von plastischen Bereichen vorliegt. Erwartungsgemäß werden für den Sensor SG01 auf der Diagonalen die höchsten Dehnungen gemessen. In größeren Abständen vom Fließgelenk nehmen die Dehnungen ab, weisen aber zum Teil deutliche plastische Anteile auf. In der Simulation kam es an der Position von SG11 zu einem lokalen Effekt. SG09 weist sowohl in Simulation wie auch im Versuch geringere Werte als SG11 auf, was durch Effekte des Versatzes des Stoßpunktes erklärt werden kann.

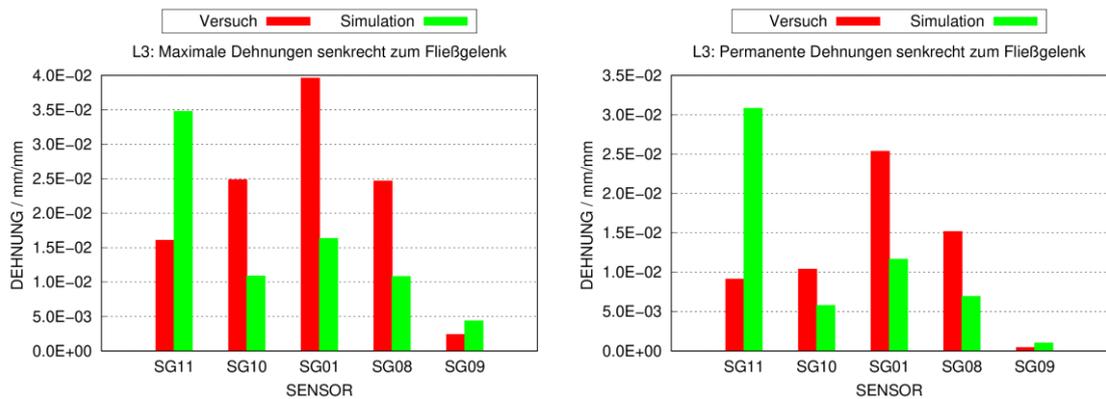


Abb. 5.23 Maximale und permanente Dehnungen entlang einer Senkrechten zum Fließgelenk in Versuch L3

5.6 Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit

In Versuch L6 kommt es zu einem Biegeversagen der Stahlbetonplatte. Infolge der höheren Aufprallgeschwindigkeit in Versuch L7 (siehe Tab. 5.2) kommt es in diesem Versuch zu einer Kombination von Biege- und Durchstanzversagen der Stahlbetonplatte. Anhand von Abb. 5.24 ist erkennbar, dass sich in Versuch L7 ein ringförmiger Riss um den ursprünglichen Querschnitt des Projektils bildet. Dieser ist mit einem Stanzkegel in Verbindung zu bringen. Die Tatsache, dass der Durchmesser des Stanzkegels größer als der Durchmesser des Projektils ist, lässt sich durch die Erhöhung der belasteten Fläche infolge der Wasserausbreitung erklären. Für numerische Simulationen ist es an dieser Stelle von Bedeutung, den Effekt der vergrößerten Fläche zu berücksichtigen. Hierzu ist die SPH-Methode grundsätzlich geeignet.

Aufschlussreich sind die Vergleiche von Zeitverläufen von Verschiebungen und Dehnungen. Hierzu wurden nah beieinanderliegende Paare von Sensoren ausgewählt. Abb. 5.25 vergleicht die Zeitverläufe für Versuch L1 an einer Position im Bereich eines Fließgelenkes. Da es sich um ein Biegeversagen handelt, findet man für Verschiebungen und Dehnungen ähnliche Frequenzen vor. Analog gilt dies erwartungsgemäß für L6 (vgl. Abb. 5.26) als Wiederholung von L1. Weiterhin beobachtet man die Gleichphasigkeit für die Versuche L3 (vgl. Abb. 5.27) und L4 (vgl. Abb. 5.28). Demgegenüber weisen aufgrund der Kombination von Biege- und Durchstanzversagen in Versuch L7 die Messdaten eine unterschiedliche Charakteristik auf (vgl. Abb. 5.29). Sämtliche Sensoren erreichten hier zwischen 5 ms und 10 ms ihre jeweilige maximale Dehnung und fielen anschließend mit Ausnahme eines DMS aus. In der Simulation scheinen Verschiebungen und Dehnungen sich noch gleichphasig zu ändern, wenngleich der Anstieg der

Dehnungen auch hier im Vergleich zu den anderen Versuchen ein abweichendes Verhalten aufweist.

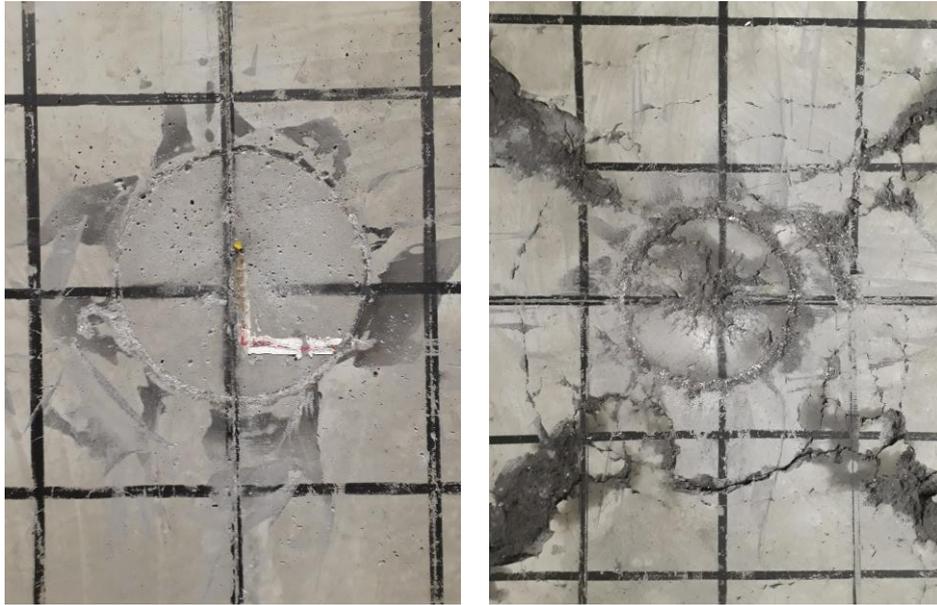


Abb. 5.24 Vergleich von Schädigungen der Frontseite in den Versuchen L6 (links) und L7 (rechts)

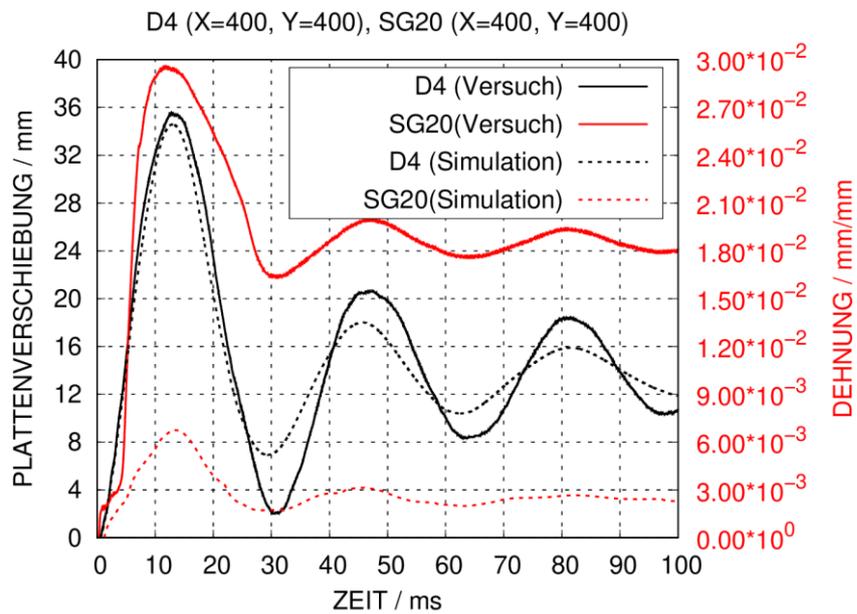


Abb. 5.25 Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L1 (Sensorpositionen siehe Abb. A.1)

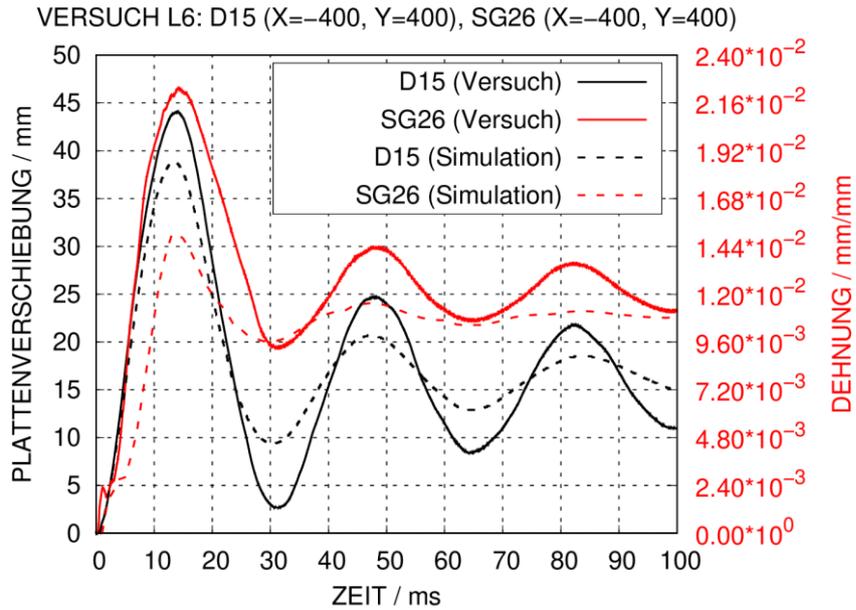


Abb. 5.26 Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L6 (Sensorpositionen siehe Abb. A.5)

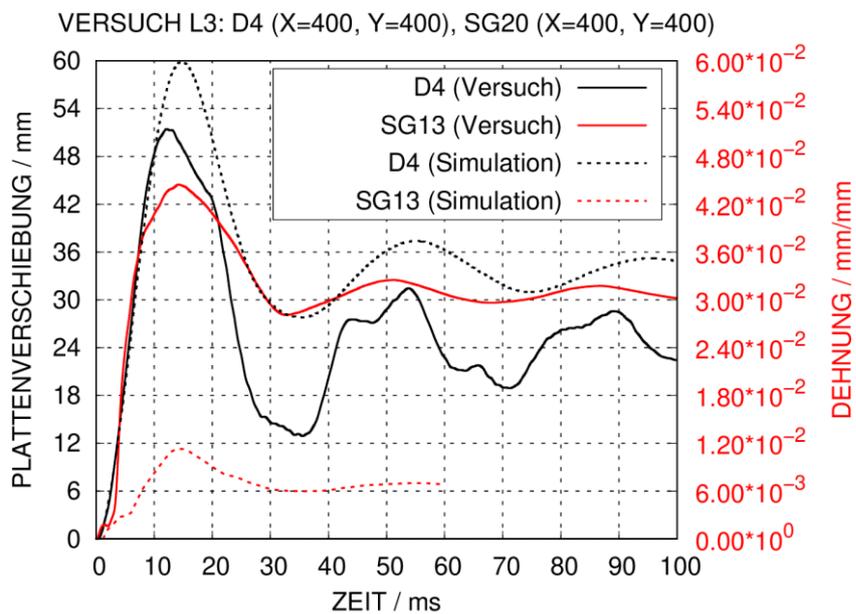


Abb. 5.27 Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L3 (Sensorpositionen siehe Abb. A.3)

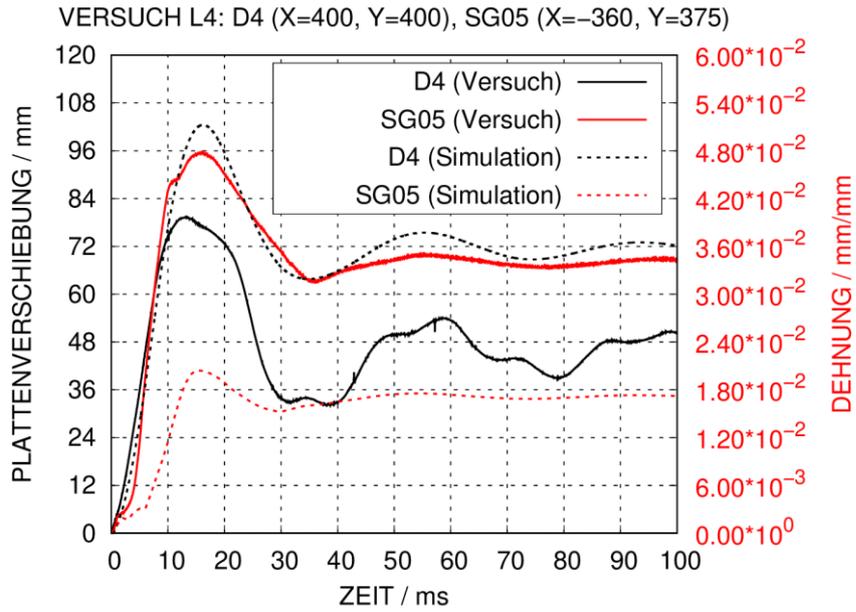


Abb. 5.28 Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L4 (Sensorpositionen siehe Abb. A.4)

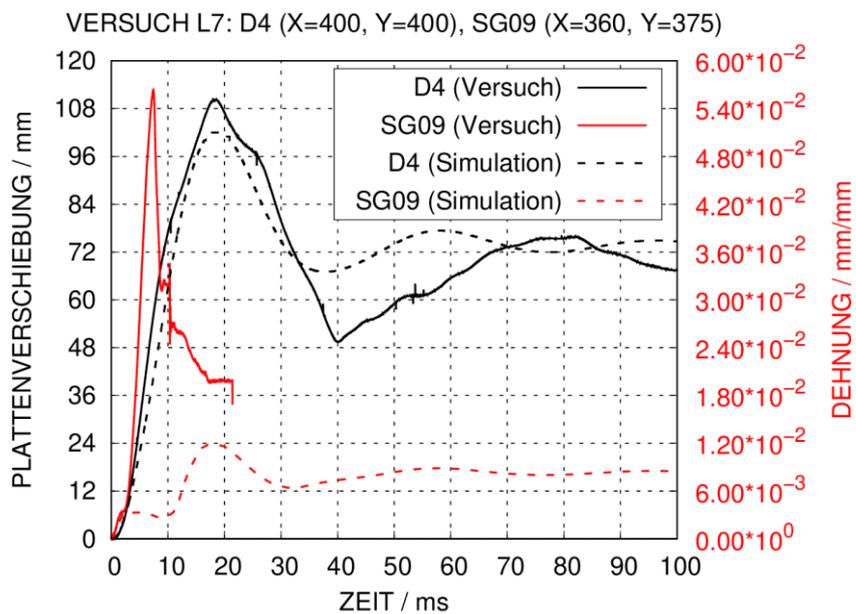


Abb. 5.29 Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L7 (Sensorpositionen siehe Abb. A.5)

5.7 Einfluss der Teilfüllung auf das Targetverhalten

In Versuchen mit vollgefülltem Wassertank kommt es unmittelbar zu Beginn des Aufpralls zu einem Kontakt zwischen der Basisfläche des Wasserzylinders und der Stahlbetonplatte. Im Gegensatz hierzu liegen bei teilgefüllten Projektilen komplexere Wasser-Verteilungen im Inneren des Tanks vor. Der Kontakt zwischen Wasser und Targetstruktur weist nicht die kurzzeitige Drucküberhöhung auf. Dies äußert sich zum einen in einem schwächer ausgeprägten Scabbing, wie die Vergleiche der Plattenrückseiten für die Versuchspaare L1/L2 (vgl. Abb. 5.30) und L4/L5 (Abb. 5.31) zeigen (Details zu den Versuchen siehe Tab. 5.2). In Abb. 5.32 werden die Plattenverschiebungen in den Versuchen L1 und L2 verglichen. Ein wesentlicher Unterschied ergibt sich für die zentralen Verschiebungen an Position D1. Das in L1 durch die kurzzeitige Drucküberhöhung bedingte schnelle Anwachsen der Verschiebung ist in L2 erwartungsgemäß nicht erkennbar. Grundsätzlich sind die Verschiebungen in L2 geringer, was durch Unterschiede in der LZF zu erklären ist. Bemerkenswert ist, dass die Symmetrie in den Verschiebungen in Versuch L2 stärker ausgeprägt ist als in L1.

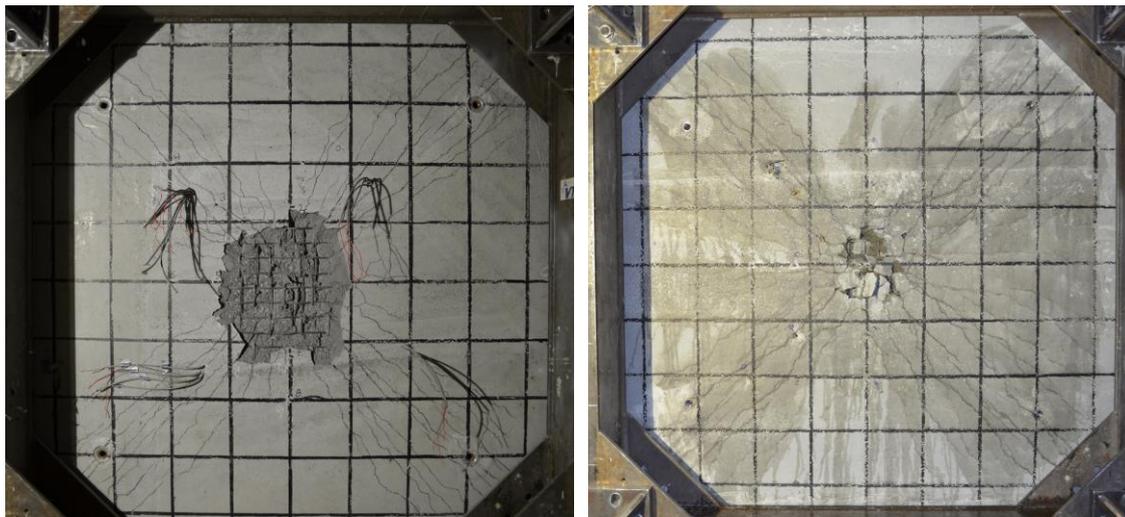


Abb. 5.30 Vergleich der rückseitigen Plattenschädigung in den Versuchen L1 (links) und L2 (rechts)

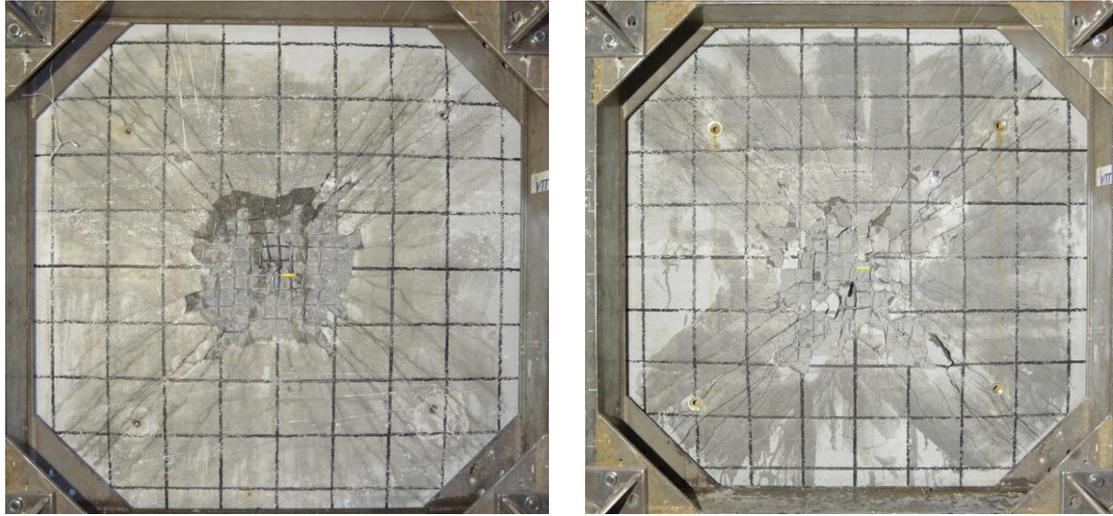


Abb. 5.31 Vergleich der rückseitigen Plattenschädigung in den Versuchen L3 (links) und L5 (rechts)

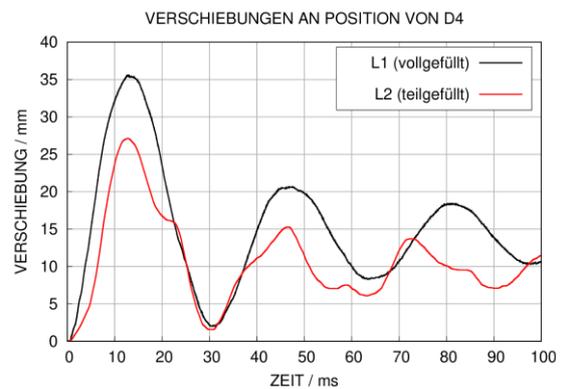
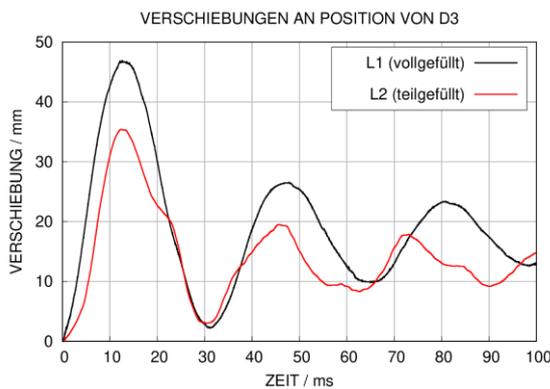
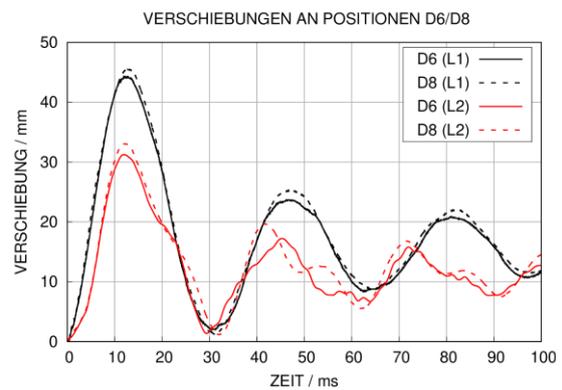
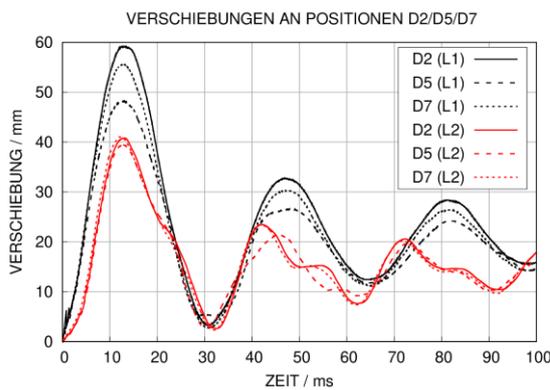
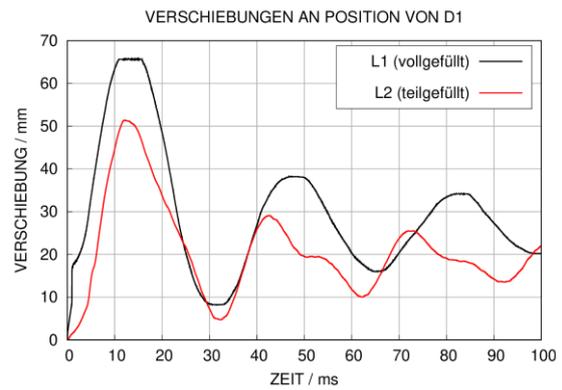
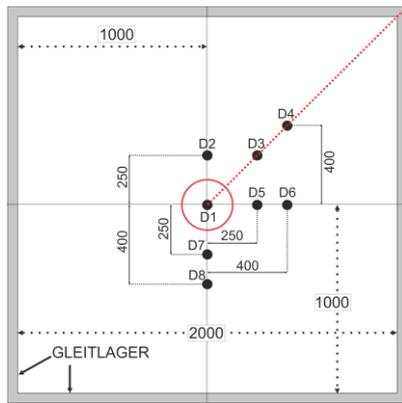


Abb. 5.32 Vergleich von Plattenverschiebungen in den Versuchen L1 und L2

Anhand der Versuche L4 und L5 werden in Abb. 5.33 die Dehnungsverteilungen auf einer Senkrechten (vgl. Abb. A.4) zum Fließgelenk miteinander verglichen. Trotz der insgesamt geringeren Plattenschädigung finden sich an einzelnen Messstellen höhere Dehnungen in Versuch L5 als L4.

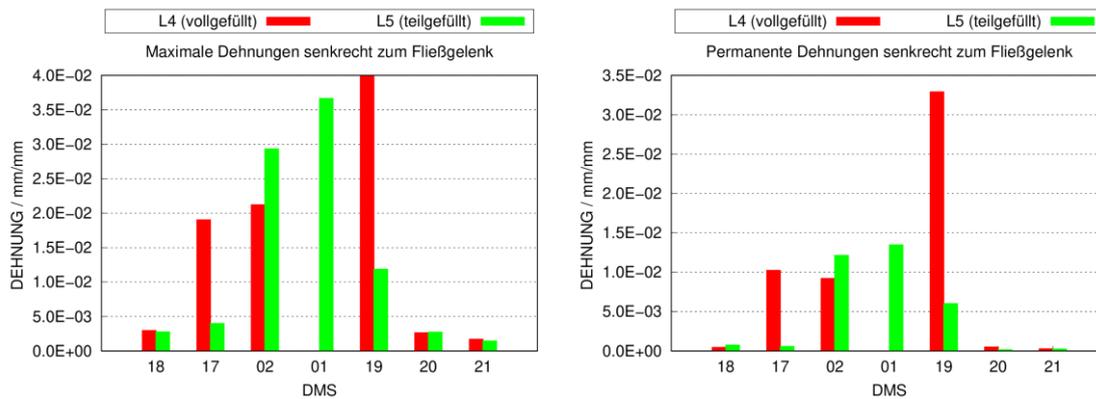


Abb. 5.33 Maximale und permanente Dehnungen entlang einer Senkrechten zum Fließgelenk in den Versuchen L4 und L5

Abschließend werden Dehnungsverteilungen entlang eines Kreises um den Mittelpunkt der Platte (vgl. Abb. A.4) in Abb. 5.34 miteinander verglichen. Dieser Vergleich schließt unmittelbar auf dem Fließgelenk liegende DMS (SG01, SG05, SG09 und SG13) ein. Die höchsten maximalen und permanenten Dehnungen werden in L4 und L5 auf den Fließgelenken angenommen. Hierbei weisen die Versuchsdaten von L4 auf insgesamt höhere Dehnungen hin, wenngleich an einzelnen Messstellen außerhalb der Fließgelenke in L5 höhere Dehnungen auftraten. Bezüglich der Lokalisierung ist ein Vergleich von SG16 (vgl. Abb. 5.34) und SG19 (vgl. Abb. 5.33) interessant, welche auf benachbarten Bewehrungsstäben liegen. In L4 betragen die maximalen Dehnungen 2,3 % für SG16 und 4,0 % für SG19. Hieraus lässt sich schlussfolgern, dass sich plastisch verformte Bereiche außerhalb der Fließgelenke auf mehrere Bewehrungsstäbe verteilen.

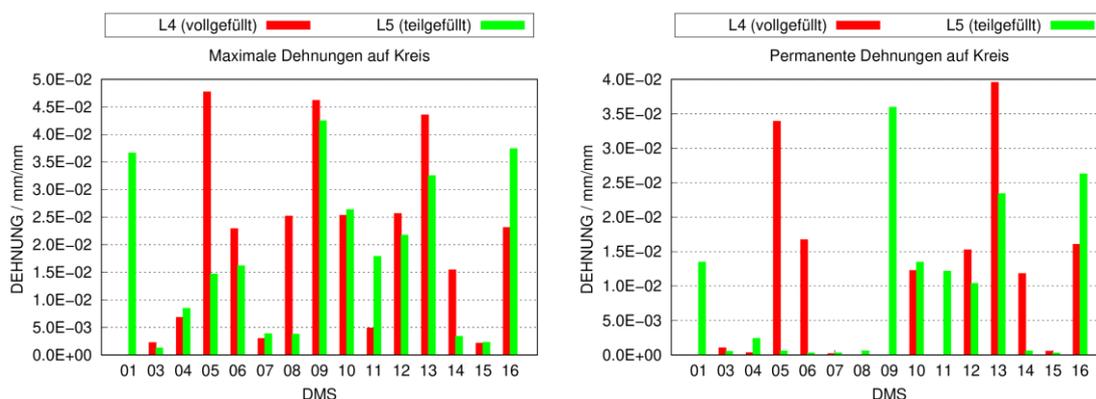


Abb. 5.34 Maximale und permanente Dehnungen auf einem Kreis in den Versuchen L4 und L5

Auch diese Analyse der Dehnungen zeigt, dass höhere Verschiebungen nicht unmittelbar mit höheren Dehnungen verknüpft sind. Weiterhin weist die Dehnungsverteilung ein gewisses Maß an Asymmetrie auf. Dies zeigen z. B. die Vergleiche der Paare

SG03/SG11 in den Versuchen L4 und L5 sowie SG04/SG10 in Versuch L5. Eine mögliche Erklärung besteht in lokalen Effekten infolge eines Abgleitens des Projektils. Zur Veranschaulichung sind in Abb. 5.35 für L4 und Abb. 5.36 für L5 räumliche Dehnungsverteilungen zusammen mit den entsprechenden HS-Aufnahmen für zwei Zeitpunkte gegenübergestellt.

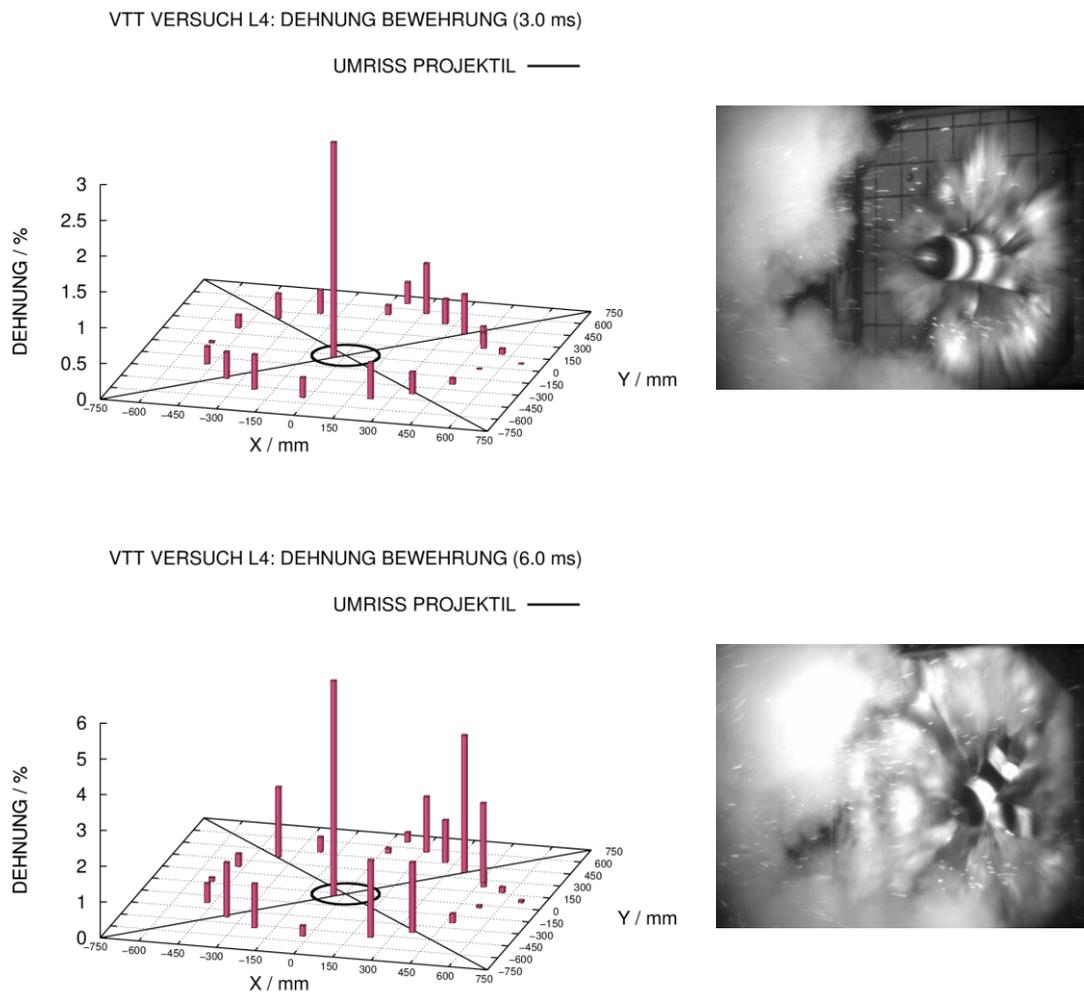
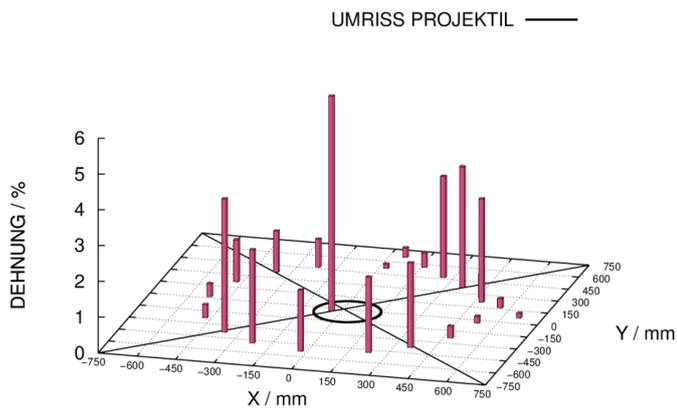


Abb. 5.35 Erklärung von Symmetriebrüchen im Dehnungsverhalten durch azentrische Belastungen am Beispiel von Versuch L4

L5 (TEILGEFÜLLT, $v_0=138,4$ m/s): DEHNUNG BEWEHRUNG (12.0 ms)



L5 (TEILGEFÜLLT, $v_0=138,4$ m/s): DEHNUNG BEWEHRUNG (20.0 ms)

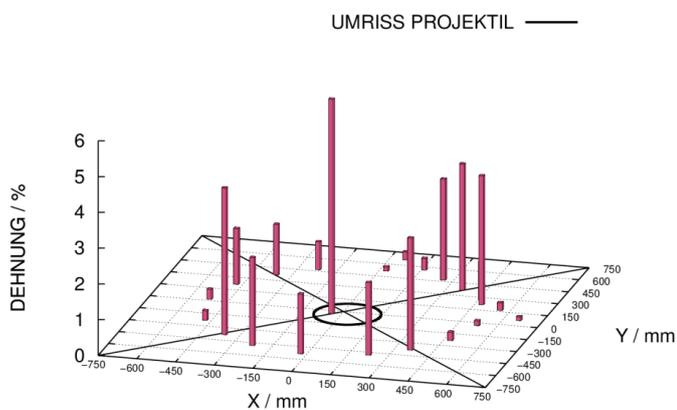


Abb. 5.36 Erklärung von Symmetriebrüchen im Dehnungsverhalten durch azentrische Belastungen am Beispiel von Versuch L5

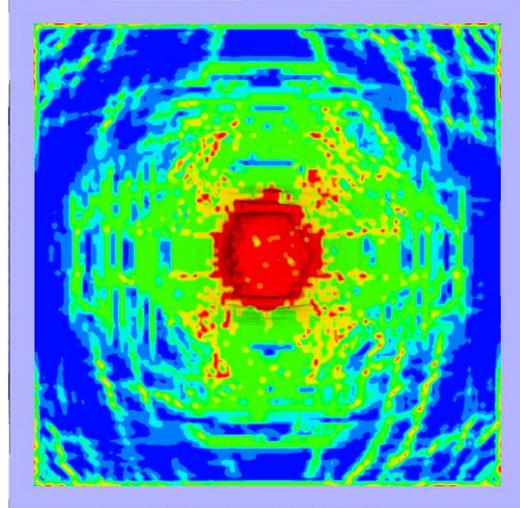
5.8 Bewertung der Versuche L8-L10 und Abschätzung zum Flüssigkeitseintrag mit dem Rechenprogramm ANSYS AUTODYN

Die Versuche L8, L9 und L10 wurden ohne Bügelbewehrung durchgeführt (weitere Details siehe Tab. 5.2). In L8 wurde der Zustand der Beinahe-Perforation angestrebt. In L9 und L10 wurde eine Perforation der Stahlbetonplatte angestrebt. Die Zielsetzung hierbei bestand in einer Erfassung der Wassermasse, welche auf die Rückseite der Stahlbetonplatte eingetragen wird. Zur Simulation von L8-L10 wurde ANSYS AUTODYN eingesetzt, da über das nutzereigene Unterprogramm EXEDIT (siehe Abschnitt A.6 im Anhang) eine Bilanzierung der Bahnkurven sämtlicher SPH-Partikel möglich ist. Mit dieser Methodik lässt sich der Anteil des eingetragenen Wassers numerisch abschätzen. In Abb. 5.37 werden die Schadensbilder der Frontseite der Stahlbetonplatten mit Konturplots des

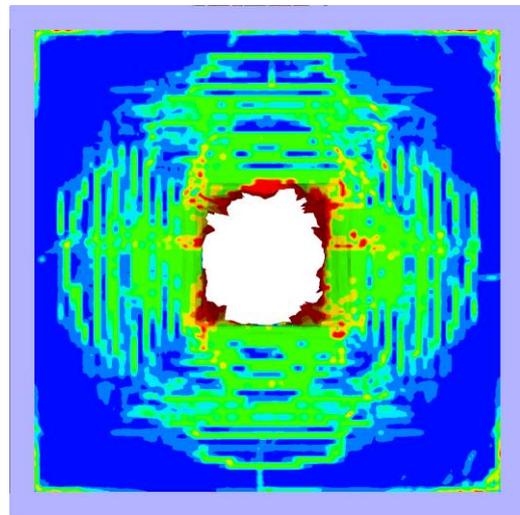
Schadensparameters des RHT-Modells verglichen. Abb. 5.38 zeigt einen entsprechenden Vergleich für die Plattenrückseiten. Stark verformte und in Aufprallrichtung verschobene Elemente wurden aus der Ansicht entfernt. Ähnlich wie in Versuch L7 ist in L8 der Durchmesser der geschädigten Fläche auf der Frontseite größer als der Projektildurchmesser. Dieser Effekt wird von der numerischen Simulation reproduziert. In L8 kommt es zu einer starken Betonschädigung, jedoch nicht zu einer Durchtrennung von Bewehrungsstäben. Es ist auf der Plattenrückseite erkennbar, dass ein gewisser Anteil Wasser die Platte durchdrungen hat und von den Betontrümmern absorbiert wurde. In L9 kam es zu einer Perforation der Stahlbetonplatte, wobei der Durchmesser des Loches etwa dem zweifachen Durchmesser des Projektils entspricht, was ebenfalls der Vergrößerung der belasteten Fläche infolge der Wasserfreisetzung zuzuschreiben ist. Dieser Effekt wird von der numerischen Simulation zufriedenstellend reproduziert. In L10 kam es ebenfalls zu einer Perforation der Platte, wobei infolge der reduzierten Aufprallgeschwindigkeit ein geringerer Lochdurchmesser sowie eine geringere Anzahl durchtrennter Bewehrungsstäbe zu beobachten ist. Die von Scabbing betroffene Fläche ist in die horizontale Richtung weiter ausgedehnt, da die horizontalen Bewehrungsstäbe oberflächennah liegen. Da im numerischen Modell die Bewehrungslagen getrennt abgebildet sind, wird dieser Effekt reproduziert. Zur messtechnischen Erfassung der eingetragenen Wassermasse wurde eine Einhausung aus Sperrholz auf der Rückseite verwendet. In Versuch L9 wurde diese infolge der hohen Trümmersgeschwindigkeiten zerstört und konnte daher nicht verwendet werden. Für Versuch L10 wurde ein Masseneintrag im Bereich von 6,5 kg und 7,9 kg abgeschätzt. Unsicherheiten ergeben sich durch die Erfassung von Wasseranteilen auf Strukturen und Anteile von durch Betontrümmer absorbiertem Wasser. Bei einer Trocknung von Trümmerteilen ist bei Differenzmessungen ggf. ein Wasseranteil zu berücksichtigen, welcher zuvor im Beton enthalten war.

Für die Simulationen wurde für den Bewehrungsstahl ein Versagenskriterium von 10 % plastischer Dehnung verwendet. In den Versuchen war eine umfassende Dehnungsmessung vorgesehen (vgl. Abb. A.5), wobei nahezu sämtliche DMS während des Versuches ausfielen. Wegen der zu erwartenden hohen Dehnungen wurde neben dem Typ KYOWA KFEL-5-120-C1L1M2R mit einem Messbereich bis 10 % Dehnung auch der Typ KYOWA KFEM-5-120-C1L1-M2R mit einem Messbereich bis 20 % Dehnung verwendet. Zu frühen Zeiten wurden die Messsignale als zuverlässig bewertet, wobei Dehnungen bis zu 10 % auftraten. Die Abbildungen Abb. 5.39 bis Abb. 5.43 vergleichen die räumlichen Dehnungsverteilungen zu verschiedenen frühen Zeitpunkten des Aufpralls.

L8



L9



L10

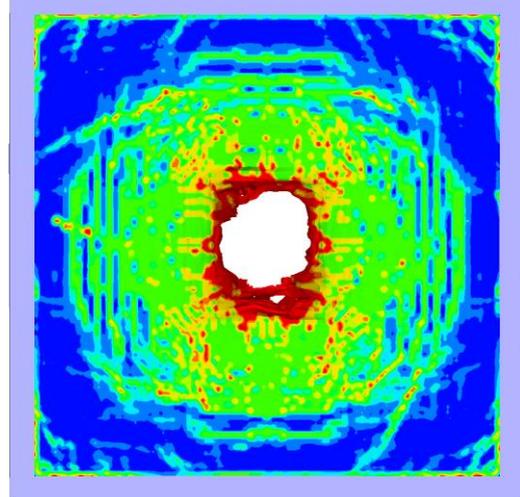
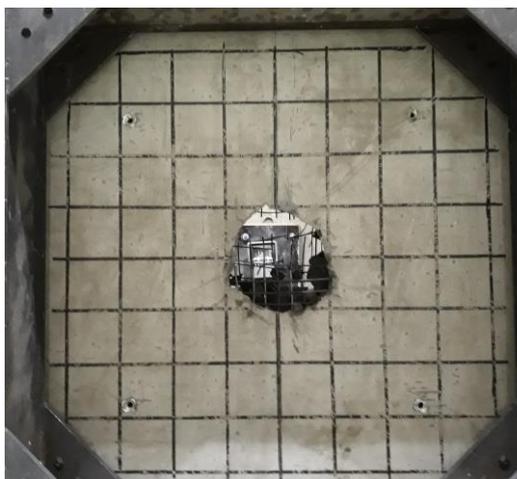
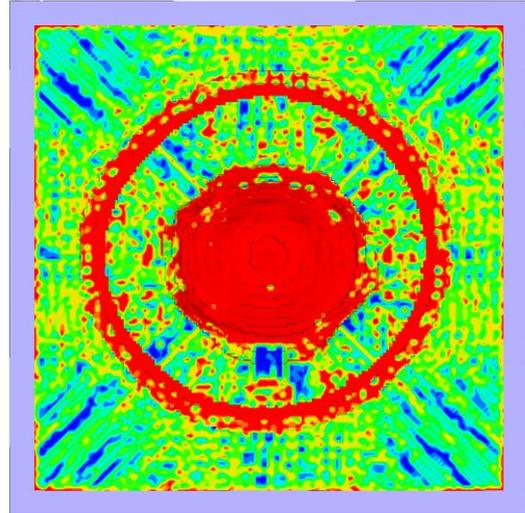
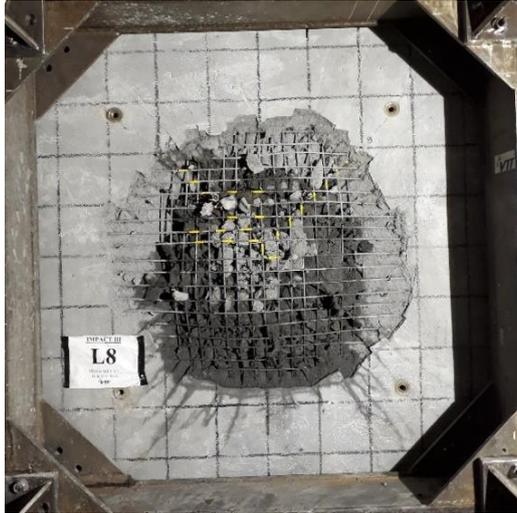
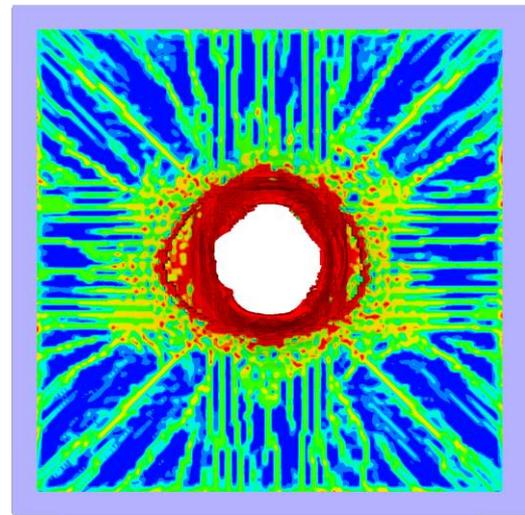
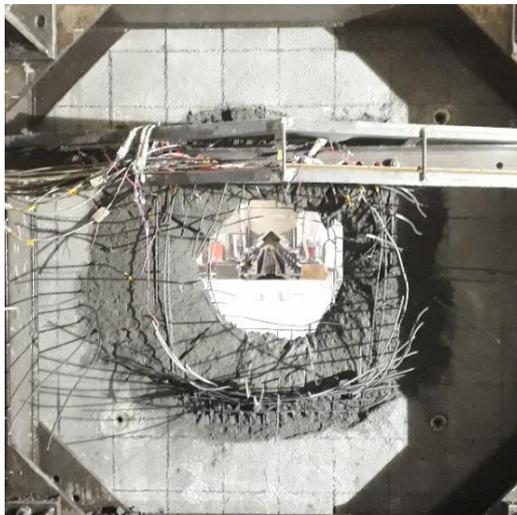


Abb. 5.37 Schadensbilder der Plattenfront in Versuchen und Simulationen mit AUTODYN zu L8, L9 und L10

L8



L9



L10

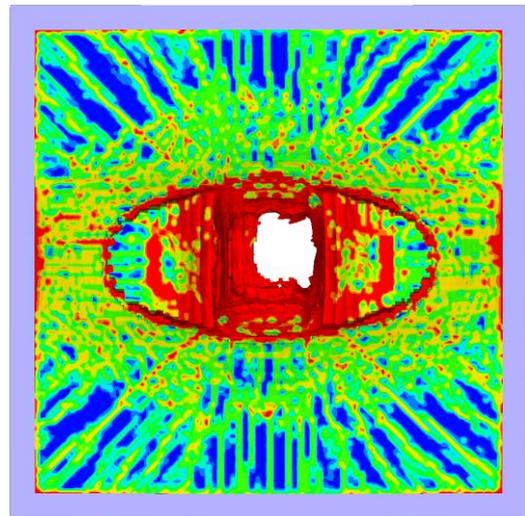


Abb. 5.38 Schadensbilder der Plattenrückseite in Versuchen und Simulationen mit AUTODYN zu L8, L9 und L10

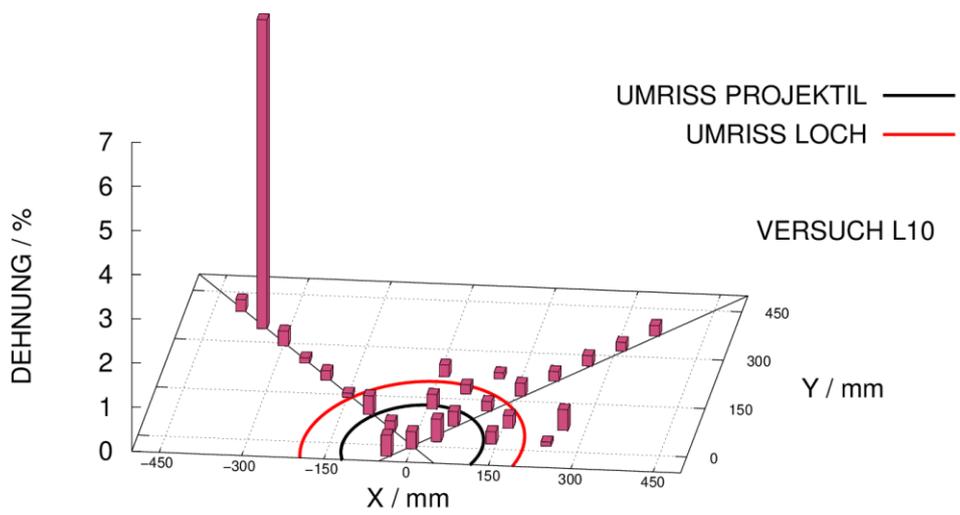
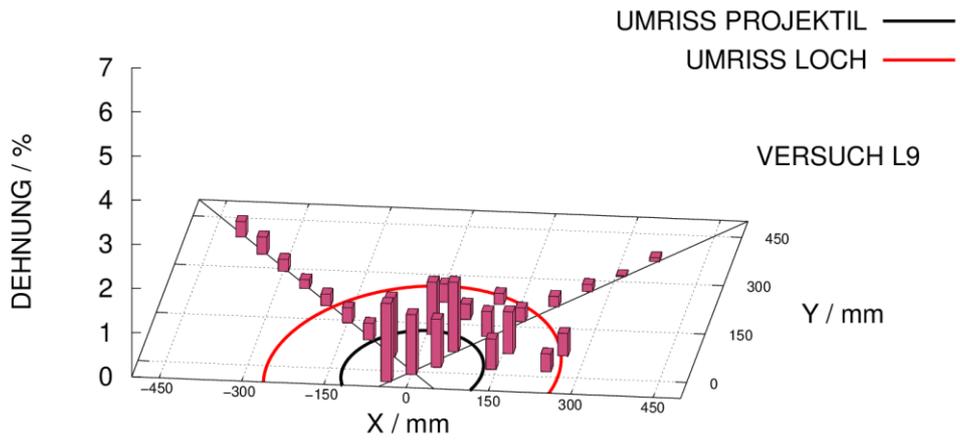
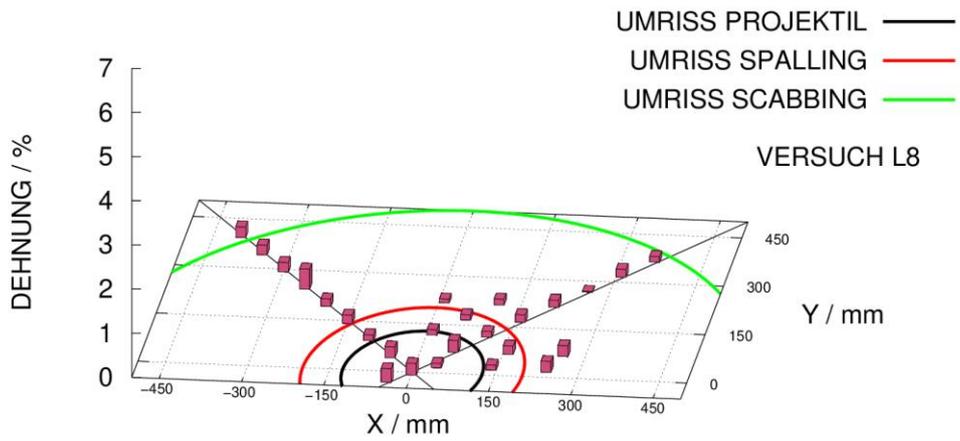


Abb. 5.39 Gemessene Dehnungsverteilung nach 1 ms in den Versuchen L8 – L10

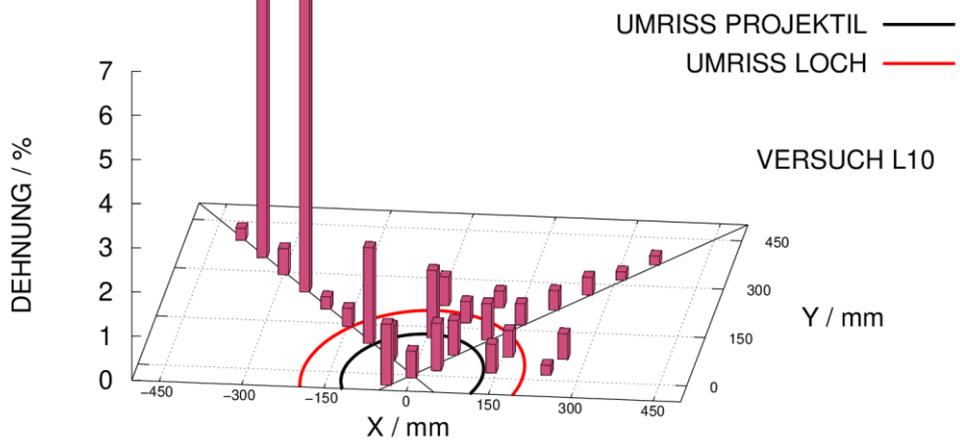
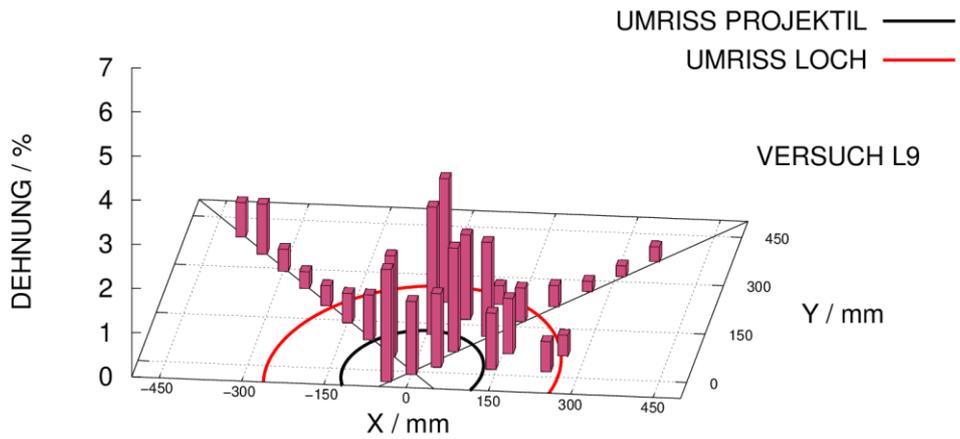
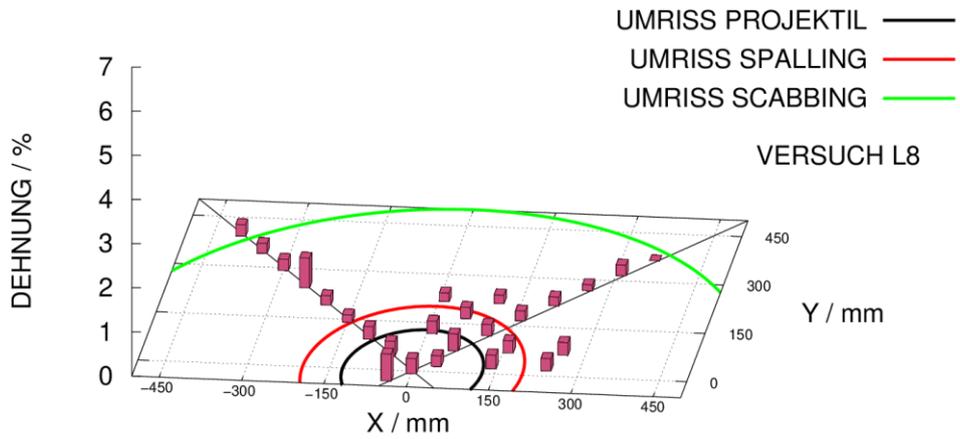


Abb. 5.40 Gemessene Dehnungsverteilung nach 2 ms in den Versuchen L8 – L10

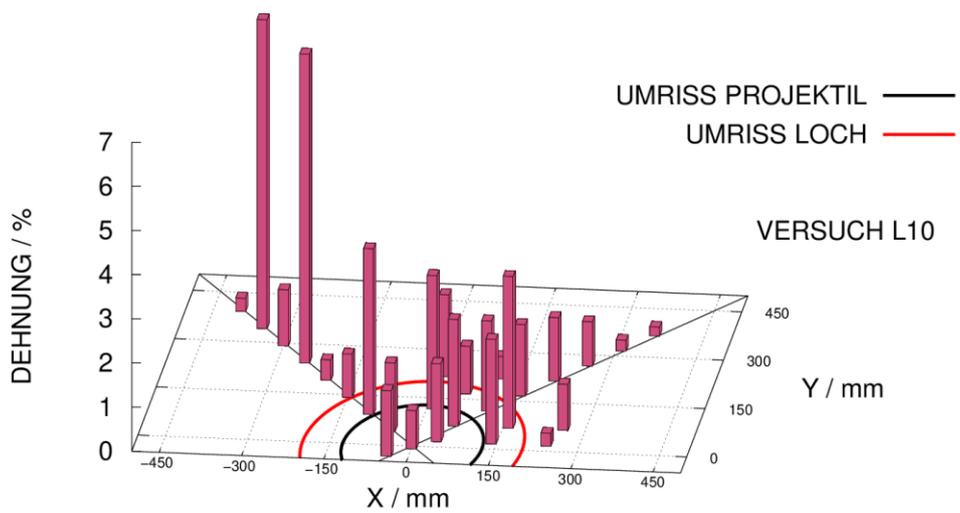
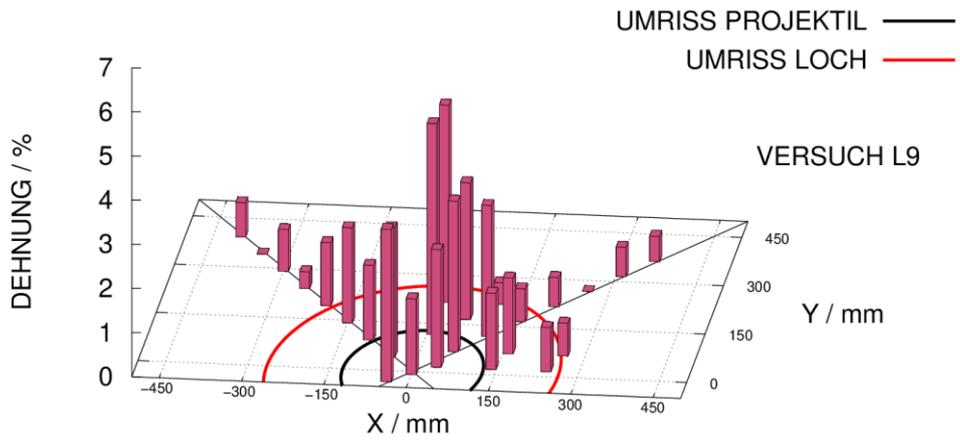
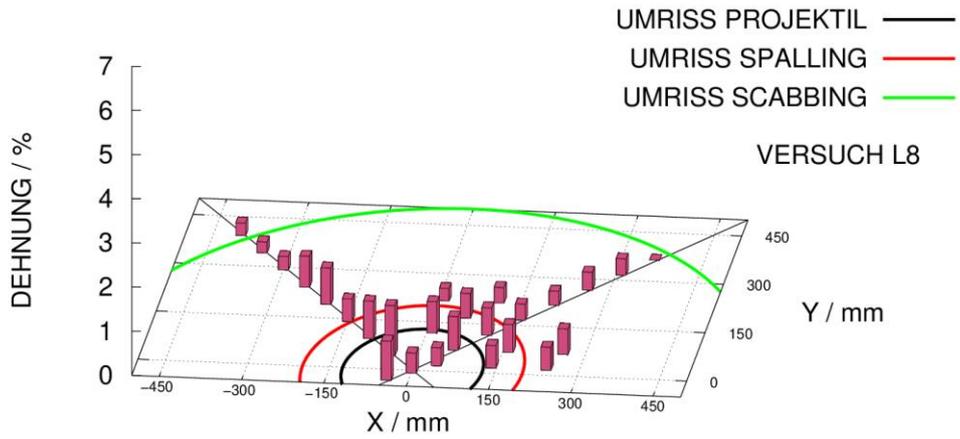


Abb. 5.41 Gemessene Dehnungsverteilung nach 3 ms in den Versuchen L8 – L10

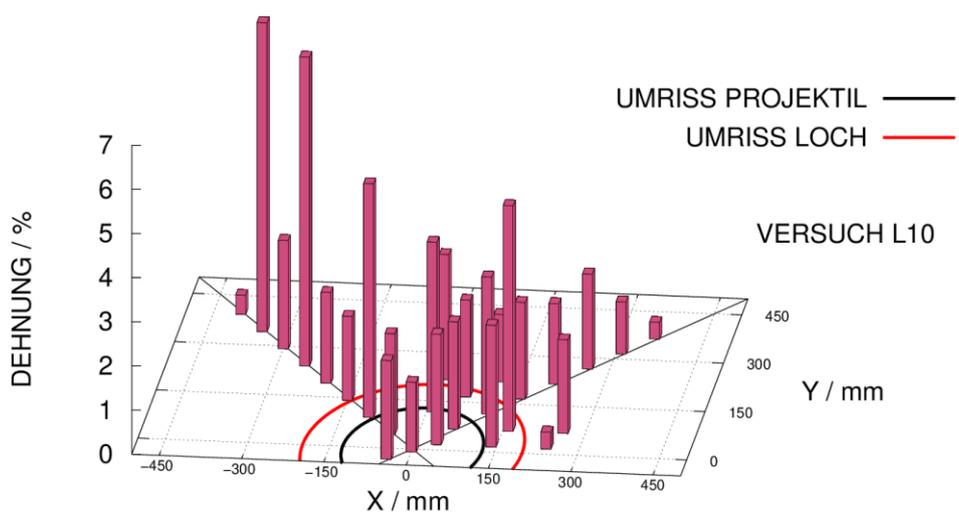
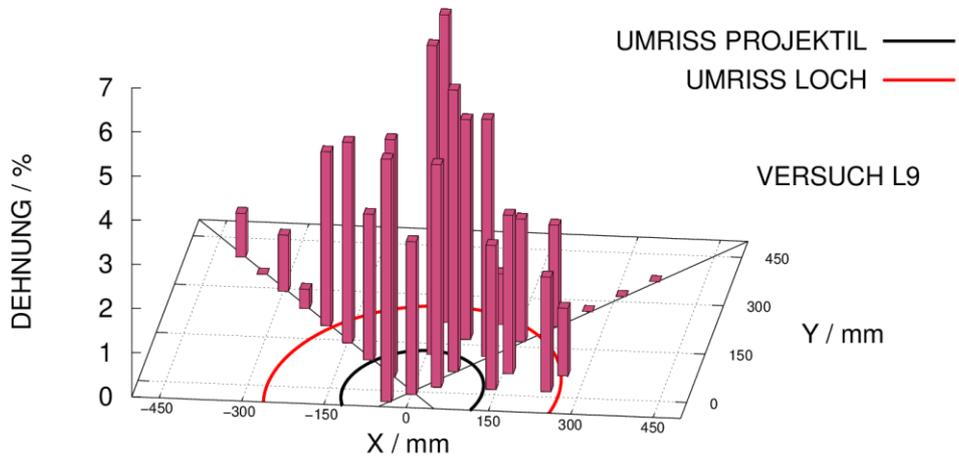
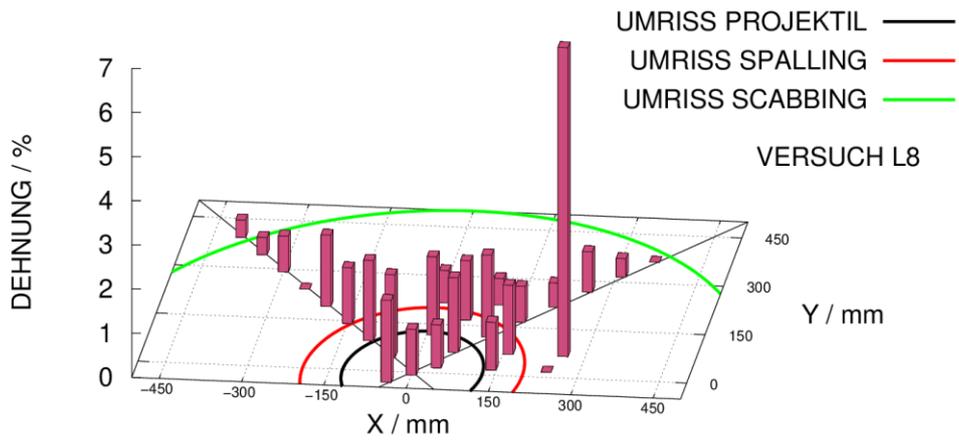


Abb. 5.42 Gemessene Dehnungsverteilung nach 4 ms in den Versuchen L8 – L10

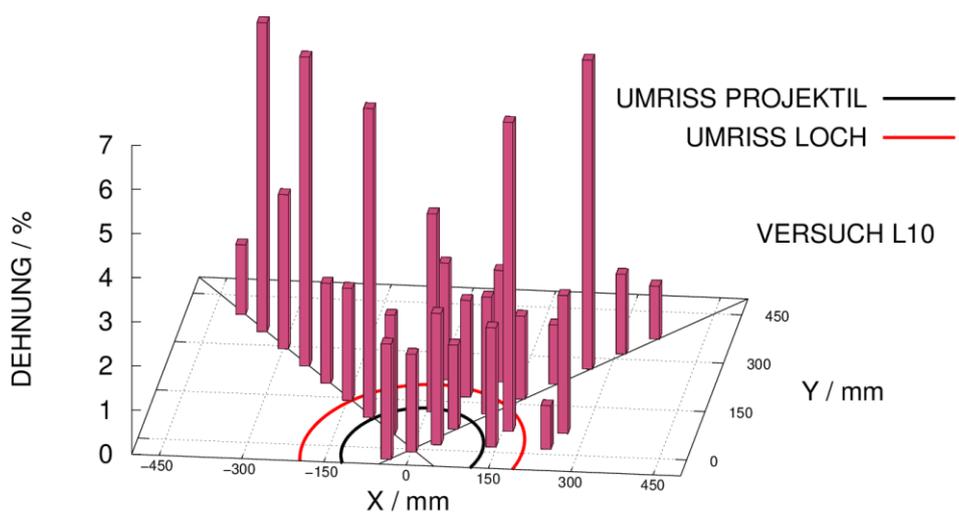
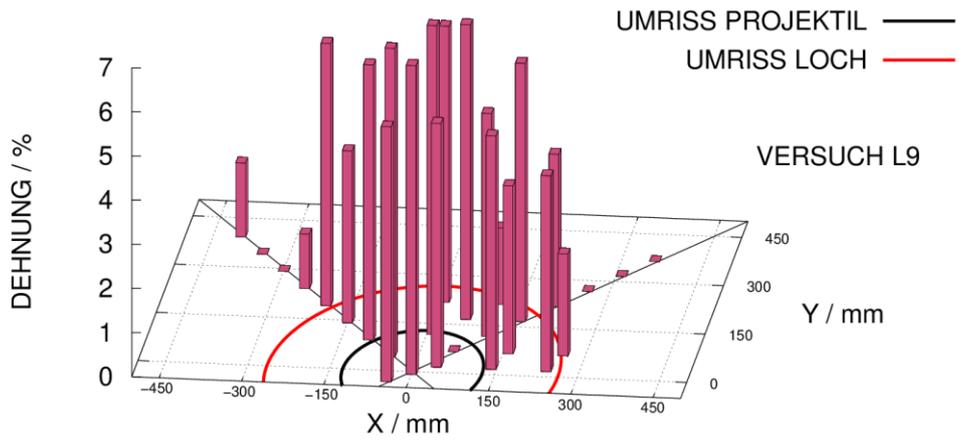
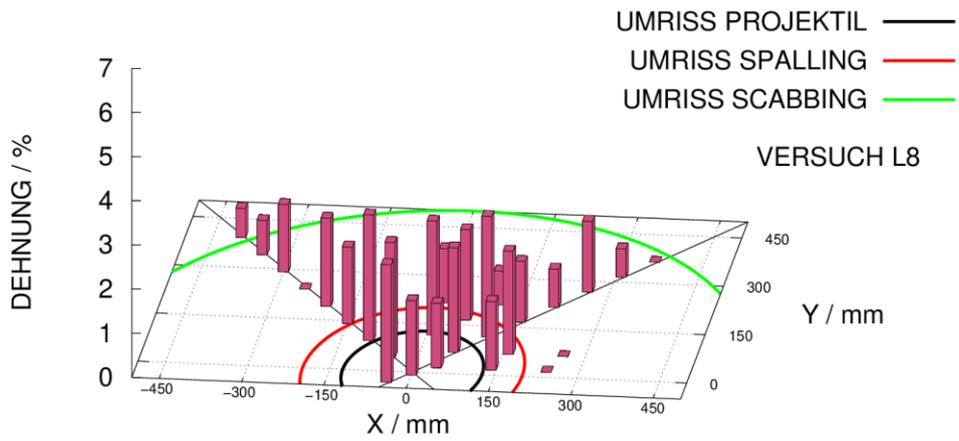


Abb. 5.43 Gemessene Dehnungsverteilung nach 5 ms in den Versuchen L8 – L10

Mit Hilfe des nutzereigenen Unterprogramms EXEDIT (vgl. Abschnitt A.6) wurde eine Auswertung der Trajektorien der einzelnen SPH-Partikel vorgenommen. Diese Vorgehensweise wurde bereits bei der Simulation der sog. *Waterslug-Versuche* von SNL verwendet /GRS 12/ und im Rahmen des Vorhabens weiterentwickelt. Die Abbildungen Abb. 5.44 bis Abb. 5.46 zeigen entsprechende Zeitverläufe für die numerisch abgeschätzten Wassermassen vor, in und hinter der Targetstruktur. Hierbei wurde eine einfache Abfrage auf die Raumkoordinate in Richtung des Aufpralls vorgenommen. Über schwarze Kurven werden Partikel mit einer Koordinate zusammengefasst, welche größer als die Plattendicke ist. Entsprechend fassen grüne Kurven Partikel zusammen, deren Koordinate größer als die der Plattenfrontseite und kleiner als die der Plattenrückseite ist. In L8 kommt es demnach zu keinem nennenswerten Eintrag von Wasser, wohingegen in L9 etwa 50 % der ursprünglichen Wassermasse eingetragen werden. Für L10 liegt der numerisch abgeschätzte Anteil des eingetragenen Wassers größenordnungsmäßig im Bereich der experimentellen Abschätzung, die nach dem Versuch vom Experimentator durchgeführt wurde.

Es ist darauf hinzuweisen, dass die Simulationsergebnisse stark von Versagenskriterien abhängen können. Weiterhin ergeben sich Limitierungen durch die Verwendung der SPH-Methode, welche z. B. Effekte von Luft und Tröpfchenbildung nicht abbilden kann. Ferner neigt die SPH-Methode zu einer Klumpenbildung von Partikeln. Vor diesem Hintergrund sollten die Ergebnisse der hier vorgestellten Methodik mit möglichen alternativen Vorgehensweisen verglichen werden.

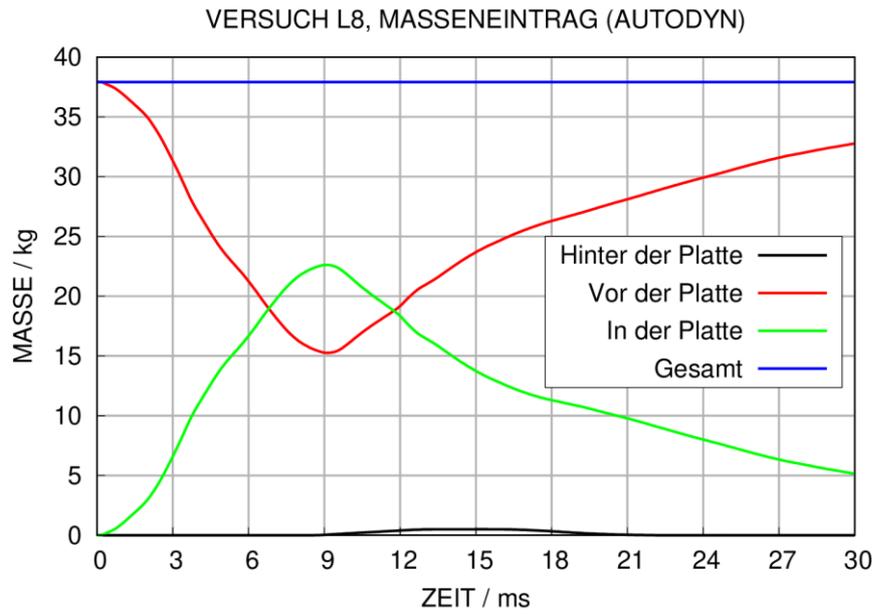


Abb. 5.44 Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L8

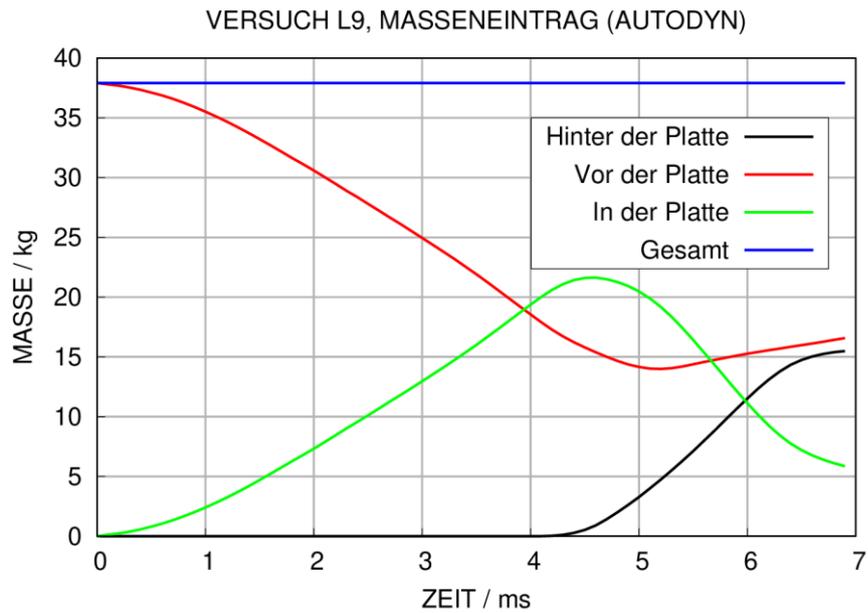


Abb. 5.45 Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L9

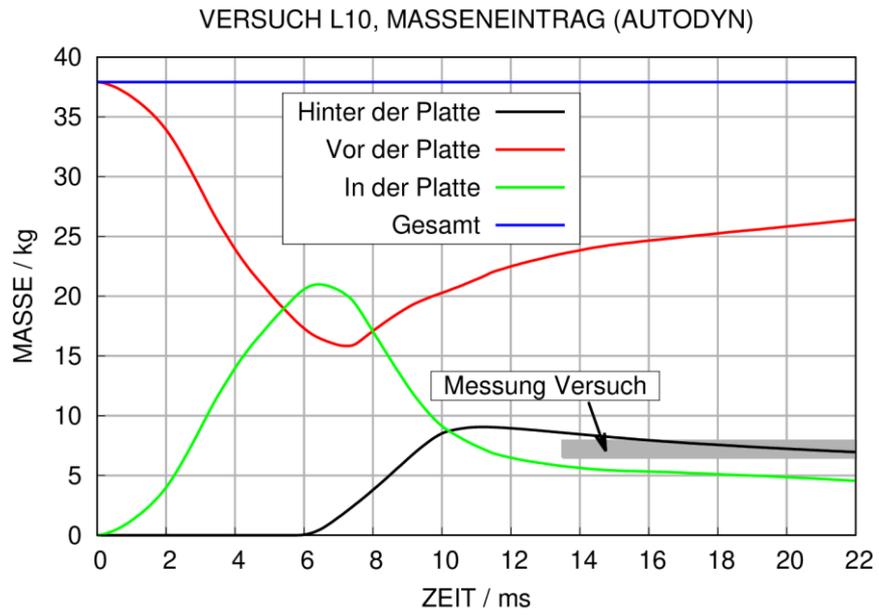


Abb. 5.46 Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L10

6 Versuche zum Aufprall harter Stoßkörper

6.1 P-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes

In der P-Reihe (*Punching*) des VTT-IMPACT-Projektes wird das Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektile untersucht. Als Stoßkörper wurden hierbei in Abb. 6.1 skizzierte mit Leichtbeton gefüllte Stahlrohre verwendet, deren Wandstärke zwischen 10 mm und 12 mm variierte. Anhand von HS-Kameraaufnahmen lässt sich mit Hilfe eines am Heck angebrachten Aluminiumstabes die Restgeschwindigkeit ermitteln. Nase und Stahlrohr sind monolithisch verbunden.

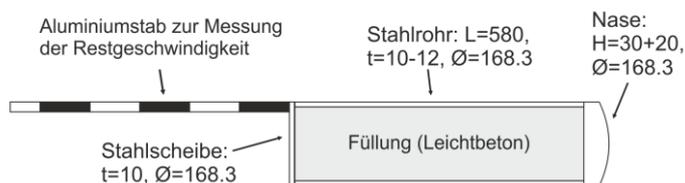


Abb. 6.1 In der VTT P-Reihe verwendeter Projektiltyp

Die im Rahmen von SimSEB analysierten Versuche sind mit ihren wesentlichen Parametern in Tab. 6.1 aufgeführt und wurden im Rahmen mehrerer Phasen des VTT-IMPACT-Projektes sowie der Aktivität IRIS_2010 durchgeführt. Die Würfeldruckfestigkeiten des Betons unterscheiden sich zum Teil deutlich voneinander, wobei in den meisten Fällen von C50/40-Beton auszugehen ist. In den Versuchen P11 und P12 bestand die Zielsetzung in einer Untersuchung des Einflusses höherer Betondruckfestigkeitsklassen. Mit Ausnahme von A1 und ITP2 kam es in sämtlichen Versuchen zu einer Perforation der Stahlbetonplatte mit einer gewissen Restgeschwindigkeit v_r , wobei eine gewisse Masse m_c von Beton ausgeworfen wird und es zu einer Durchtrennung von Bewehrungsstäben der rückseitigen Biegebewehrung kommt. Als ein wesentlicher Versuchsparameter ist die Aufprallgeschwindigkeit v_0 anzusehen. Weiterhin wurde die Dichte der Biegebewehrung variiert. Mit Ausnahme von ITP1 und ITP2 weisen die Stahlbetonplatten eine Dicke von 250 mm auf. In IP1 wird ein Aufprall unter einem Neigungswinkel von 20° untersucht.

Tab. 6.1 Wesentliche Parameter ausgewählter Versuche der VTT P-Reihe

Versuch	$v_0 /$ m/s	$v_r /$ ms	$m_c /$ kg	Durchtrennte Stäbe	$f_c /$ MPa	H / mm	Bewehrung
A1	101	0	N/A	Keine	58	250	Ø10 c/c 90
A1R	102	12	N/A	1 ↓ / 1 ↔	48,9	250	Ø10 c/c 90
A12	110	21	N/A	1 ↓ / 2 ↔	56,5	250	Ø10 c/c 90
A21	120,2	33	N/A	1 ↓	59,9	250	Ø10 c/c 90
P3	140,0	45	125	1 ↓ / 1 ↔	48,2	250	Ø16 c/c 90
P4	119,5	15	N/A	1 ↓ / 1*2 ↔	48,2	250	2*Ø10 c/c 90
P11	127,4	38	123	2 ↓ / 2 ↔	75,8	250	Ø10 c/c 90
P12	131,3	21	160	2 ↓ / 1 ↔	75,8	250	Ø10 c/c 45
IRIS	135,9/136,5	33,8/45	~120	2 ↓ / 2 ↔	67,1	250	Ø10 c/c 90
ITP1	137,8	25	180	2 ↓ / 2 ↔	59	300	Ø10 c/c 90
ITP2	149,1	0	142	Keine	60,5	350	Ø10 c/c 90
IP1	136,3	27	N/A	N/A	N/A	250	Ø10 c/c 90

Gleichung (6.1) wird in /KAR 79/ basierend auf der Energieerhaltung zur Berechnung der Restgeschwindigkeit bei hartem Stoß vorgeschlagen, wobei v_{bl} der ballistischen Grenzgeschwindigkeit entspricht.

$$v_r = \sqrt{\frac{v_0^2 - v_{bl}^2}{1 + \frac{m_p}{m_c}}} \quad (6.1)$$

Alternativ lässt sich Gleichung (6.1) zur Abschätzung von v_{bl} verwenden. Die Ergebnisse sind in Tab. 6.2 aufgeführt. Anhand der Ergebnisse lässt sich schlussfolgern, dass Betondruckfestigkeiten einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Grenzgeschwindigkeit aufweisen. Allerdings ist anhand der IRIS-Versuche erkennbar, dass sich Abweichungen bei gemessenen Restgeschwindigkeiten stark auf die Abschätzung der ballistischen Grenzgeschwindigkeit auswirken.

Tab. 6.2 Abschätzungen von ballistischer Grenzgeschwindigkeiten in der P-Reihe

Versuch	IRIS	ITP1	IP1	P3	P11	P12
$v_{bl} /$ m/s	105/119	127	124	110	105	124

Die Versuche wurden ähnlich wie im Vorhaben RS1509 mit dem Rechenprogramm LS-DYNA unter Verwendung des RHT-Modells für Beton simuliert. Beton- und Bewehrungselemente wurden über gemeinsame Knoten miteinander verbunden. Die durchschnittliche Elementkantenlänge beträgt 10 mm.

6.1.1 Variation der Biegebewehrungsdichte

Mit Variationen der Biegebewehrungsdichte befassen sich die Versuche P3, P4 und P12. Im Folgenden werden die in den Versuchen vorgefundenen Schadensbilder mit Simulationsergebnissen zu Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells verglichen. Hierbei beziehen sich die Vergleiche auf die Plattenfrontseiten (vgl. Abb. 6.2), die Rückseiten (vgl. Abb. 6.3) und die Querschnitte (vgl. Abb. 6.4). In sämtlichen Simulationen wird eine Perforation der Stahlbetonplatte prognostiziert. Bezüglich der Anzahl durchtrennter Bewehrungsstäbe kommt es zu Abweichungen zwischen Versuchs- und Simulationsergebnissen. Teilweise kommt es hierbei zu einer Unterschätzung, jedoch in den meisten Fällen zu einer Überschätzung der Anzahl der durchtrennten Stäbe. Berechnete Zeitverläufe der Geschwindigkeiten des Hecks des Projektils werden in Abb. 6.5 miteinander verglichen, wobei zusätzlich die gemessenen Werte von Restgeschwindigkeiten zu Orientierungszwecken als horizontale Linien eingetragen sind. Mit 45 m/s wurde in P3 ein ungewöhnlich hoher Wert ermittelt. Dieser ist infolge einer Beeinträchtigung der Auswertung von HS-Aufnahmen infolge eines ausgeprägten Scabbings mit erhöhten Unsicherheiten behaftet. Im Rahmen der Simulationen wurde deutlich, dass infolge der Restfestigkeit des RHT-Modells das Projektil selbst nach der Durchtrennung der rückseitigen Biegebewehrung weiterhin verzögert werden kann. Zur Abschätzung einer Restgeschwindigkeit sollte daher in solchen Fällen nicht der Wert zum Ende der Simulation angesetzt werden. Zum Zeitpunkt einer Starrkörperverschiebung der Nase des Projektils von 350 mm betragen die Restgeschwindigkeiten 35 m/s für P3, ca. 16 m/s für P4 und 20 m/s für P12. Zum Zeitpunkt einer Starrkörperverschiebung von 400 mm betragen die Werte 30 m/s für P3, 10 m/s und 14 m/s für P12. Es zeigte sich, dass Annahmen bezüglich der Bruchdehnung des Bewehrungsstahls einen gewissen Einfluss auf die Restgeschwindigkeiten zu späteren Zeiten aufweisen, wohingegen diese sich vergleichsweise gering auf den anfänglichen Penetrationsvorgang auswirken. In den Referenzrechnungen wurde hierbei ein Versagenskriterium von 10 % effektiver plastischer Dehnung angenommen. Insgesamt scheint der Einfluss des Durchmessers der Bewehrungsstäbe auf die Restgeschwindigkeit (vgl. auch Tab. 6.1) sowie die ballistische Grenzgeschwindigkeit (vgl. Tab. 6.2) gering zu sein. Der Vergleich von P4 und P12 mit recht ähnlichen

Restgeschwindigkeiten deutet darauf hin, dass kleinere Abstände zwischen den Bewehrungsstäben den Perforationswiderstand der Platte erhöhen könnten.

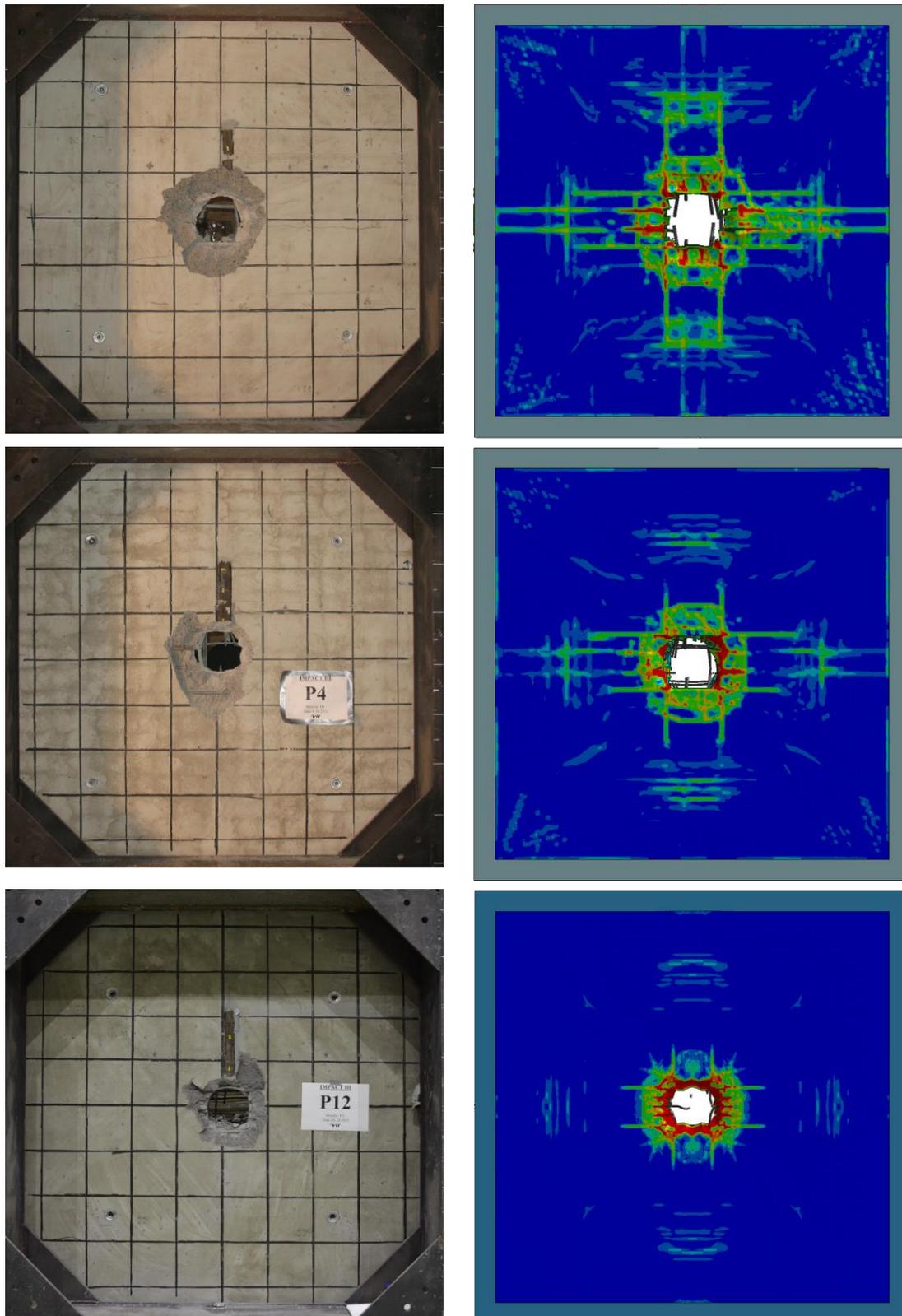


Abb. 6.2 Schadensbilder der Plattenfrontseiten in den Versuchen P3, P4 und P12

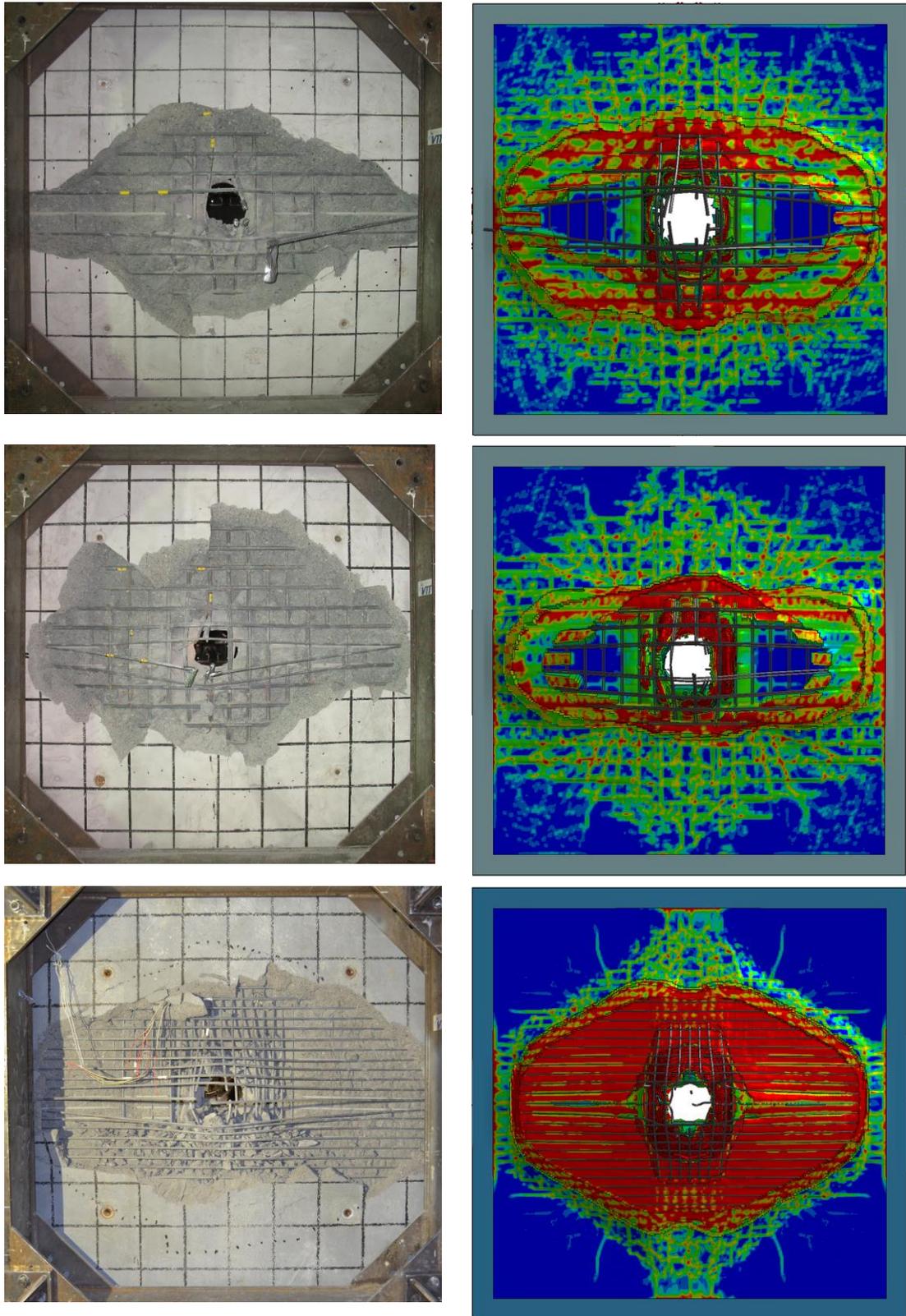


Abb. 6.3 Schadensbilder der Plattenrückseiten in den Versuchen P3, P4 und P12

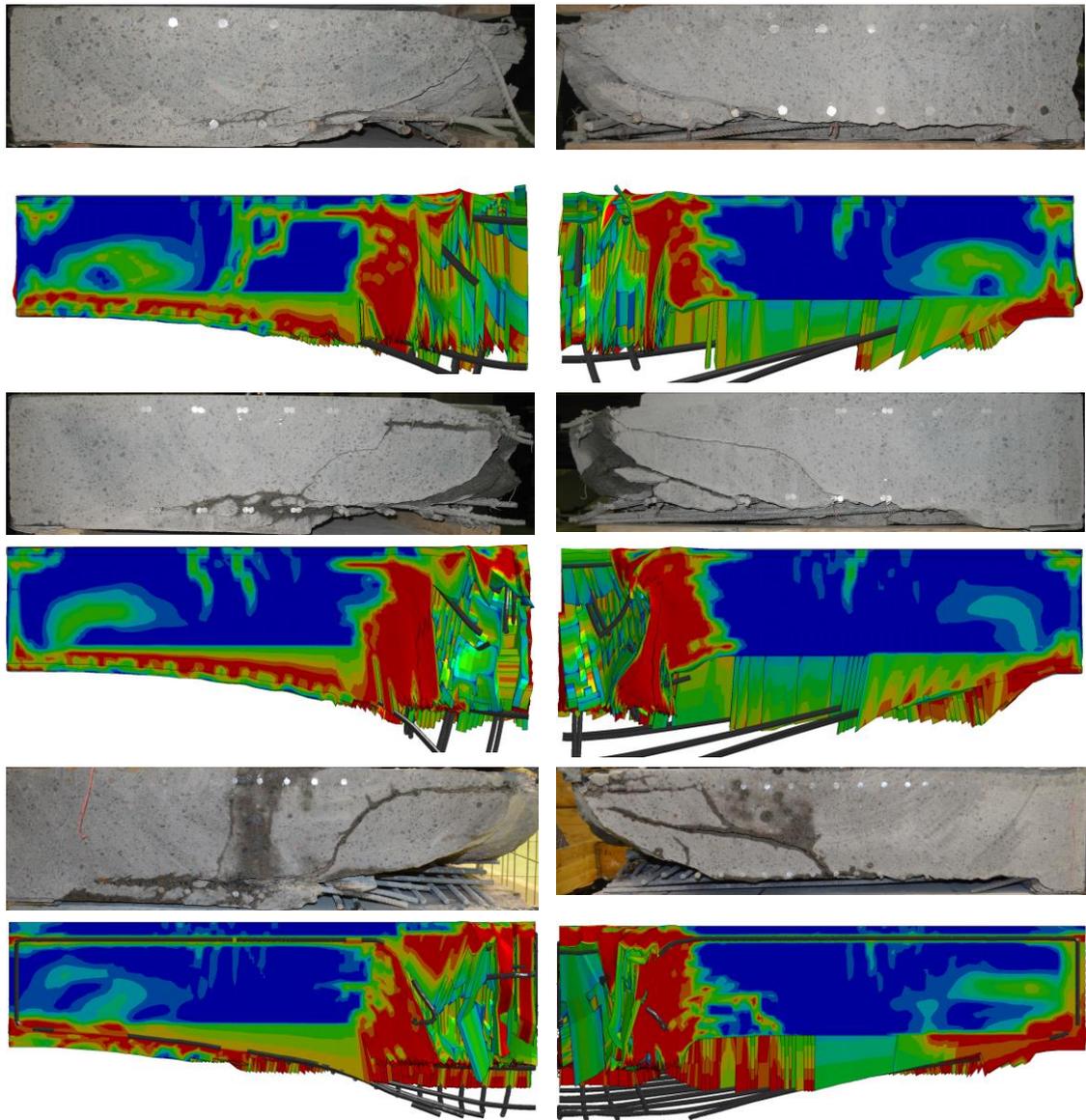


Abb. 6.4 Schadensbilder in vertikalen und horizontalen Plattenquerschnitten in den Versuchen P3, P4 und P12

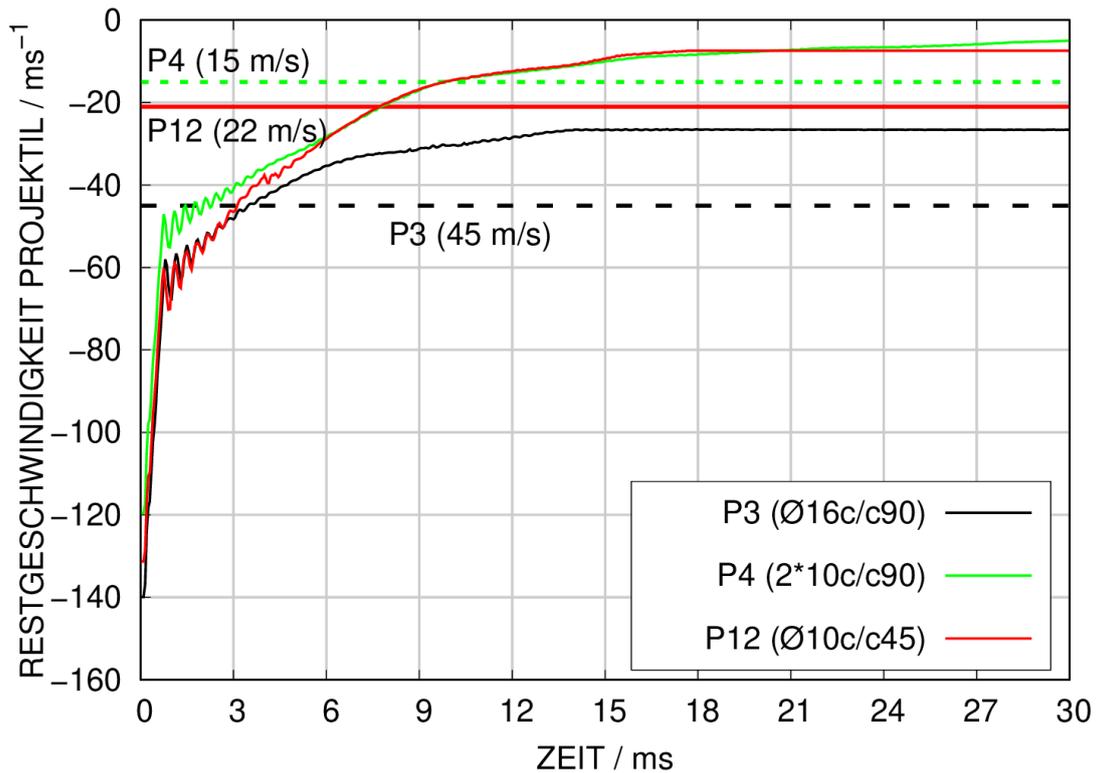


Abb. 6.5 Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten des Projektils in den Versuchen P3, P4 und P12

6.1.2 Variation der Plattendicke

Die Plattendicke stellt einen wesentlichen Parameter für den Perforationswiderstand bei hartem Stoß dar, welcher in der P-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes erstmalig in Phase IV variiert wurde. Als Referenzversuch diente der Versuch IRIS P1 mit einer Plattendicke von 250 mm und einer Aufprallgeschwindigkeit von ca. 135 m/s. In ITP1 und IZP2 wurde die Plattendicke auf 300 mm bzw. 350 mm schrittweise erhöht. Im Folgenden werden berechnete Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells auf den Frontseiten (vgl. Abb. 6.6), den Plattenrückseiten (Abb. 6.7) sowie in den Plattenquerschnitten (vgl. Abb. 6.8) mit den Schadensbildern der Versuche verglichen. Grundsätzlich prognostizieren die Simulationen den Schadensmechanismus korrekt. In ITP2 kam es aufgrund der Erhöhung der Plattendicke bei einer Aufprallgeschwindigkeit von 150 m/s zur Beinahe-Perforation, wobei keine rückseitigen Stäbe der Biegebewehrung durchtrennt wurden. Auf den Oberflächen der Platten ITP1 und ITP2 wurden Regionen mit gelockertem Beton mit Filzstift markiert. Grundsätzlich sind die Ergebnisse bezüglich der Ausdehnung des Bereiches mit Scabbing sowie der Geometrie des

Penetrationskanals zufriedenstellend. Hinsichtlich der Anzahl der durchtrennten Bewehrungsstäbe kommt es auch hier vereinzelt zu Unterschieden.

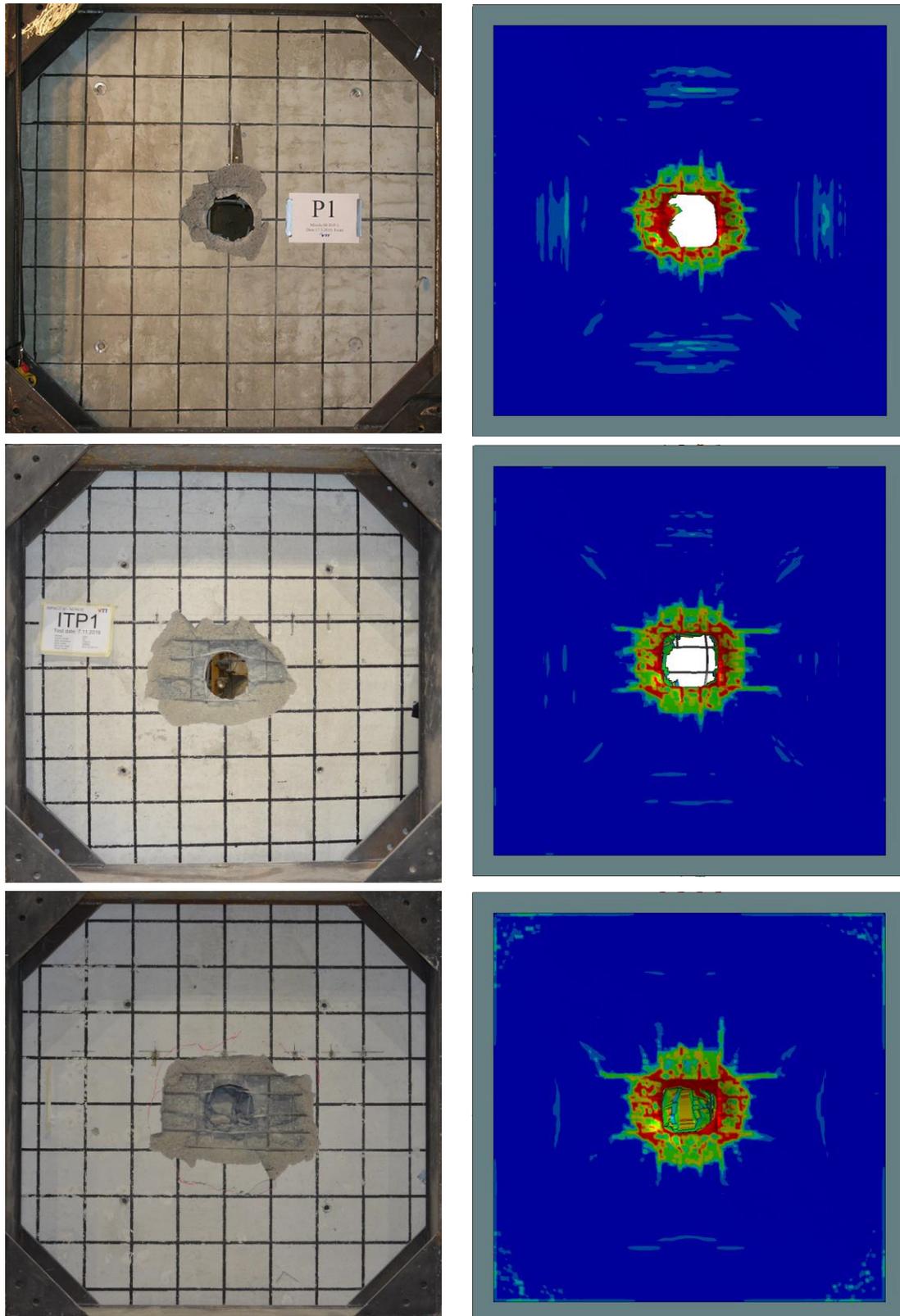


Abb. 6.6 Schadensbilder auf der Plattenfrontseite in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2

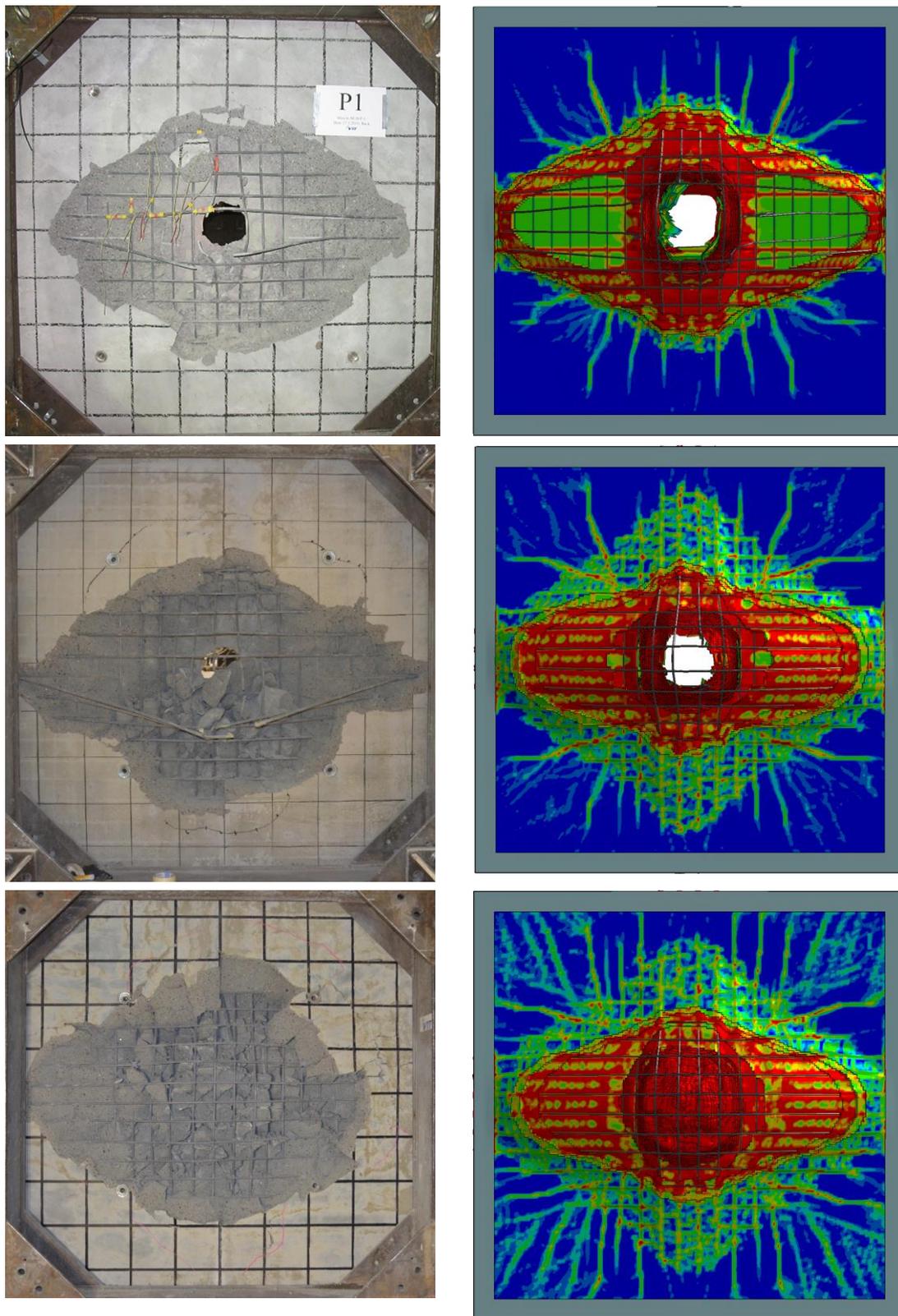


Abb. 6.7 Schadensbilder auf der Plattenrückseite in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2

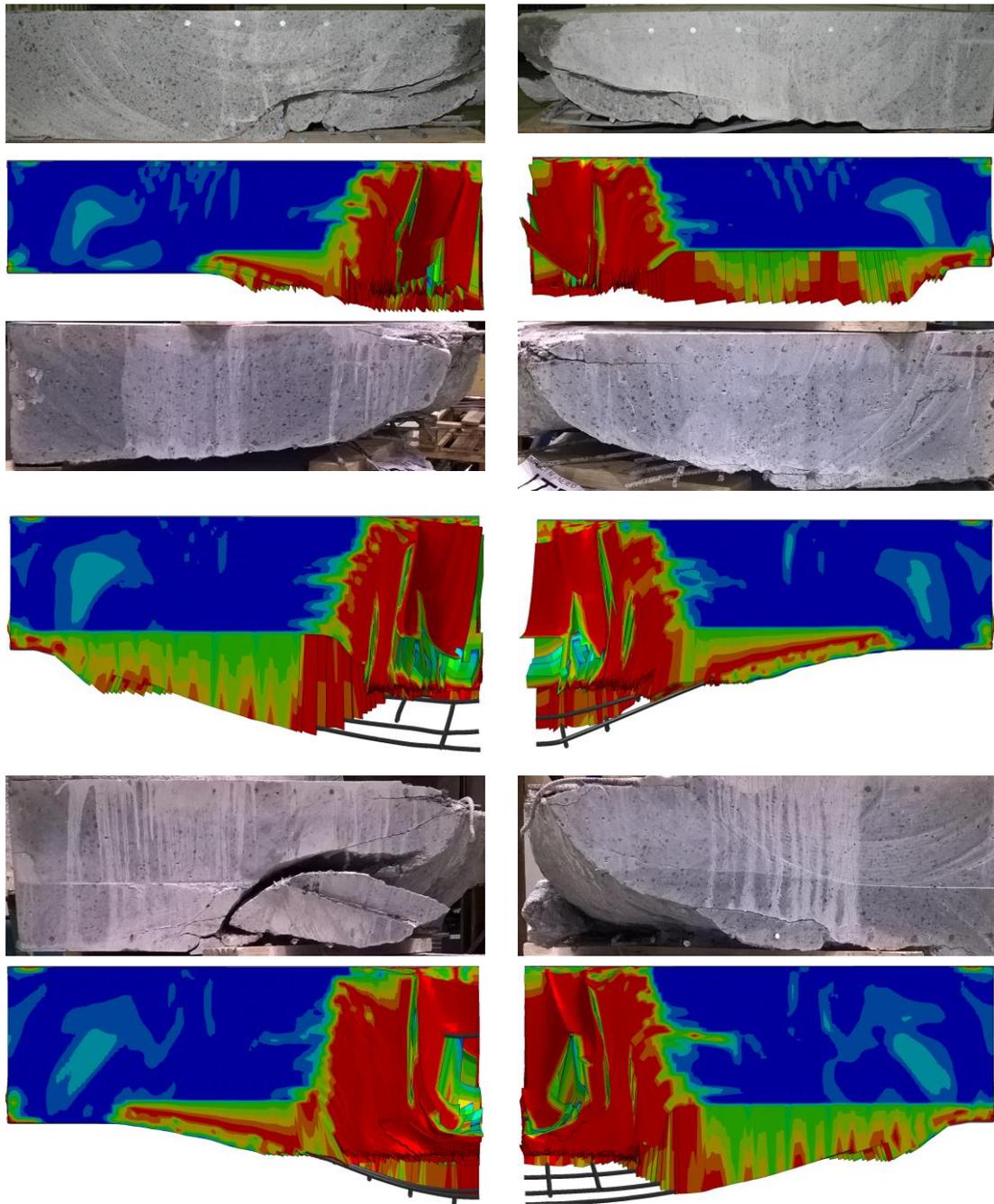


Abb. 6.8 Schadensbilder in vertikalen und horizontalen Plattenquerschnitten in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2

Berechnete Zeitverläufe der Geschwindigkeiten des Hecks des Projektils sind in Abb. 6.9 dargestellt. Wie bereits in Abschnitt 6.1.1 ausgeführt, kann es infolge der Restfestigkeitsfläche trotz eines Versagens der rückseitigen Biegebewehrung zu einer weiteren Verzögerung des Projektils kommen. In den vorliegenden Fällen versagt die Biegebewehrung nach 6 ms in der Simulation zu IRIS P1 und erst nach 20 ms in der Simulation zu ITP1. Legt man den Zeitpunkt des Versagens der rückseitigen

Biegebewehrung als Kriterium zur Abschätzung der Restgeschwindigkeit zugrunde, wird somit die in ITP1 gemessene Restgeschwindigkeit unterschätzt. Bei Anwendung des Kriteriums der Starrkörperverschiebung der Nase um 400 mm (vgl. Abb. 6.12) ergibt sich für ITP1 eine Restgeschwindigkeit, welche zufriedenstellend mit dem Messwert übereinstimmt.

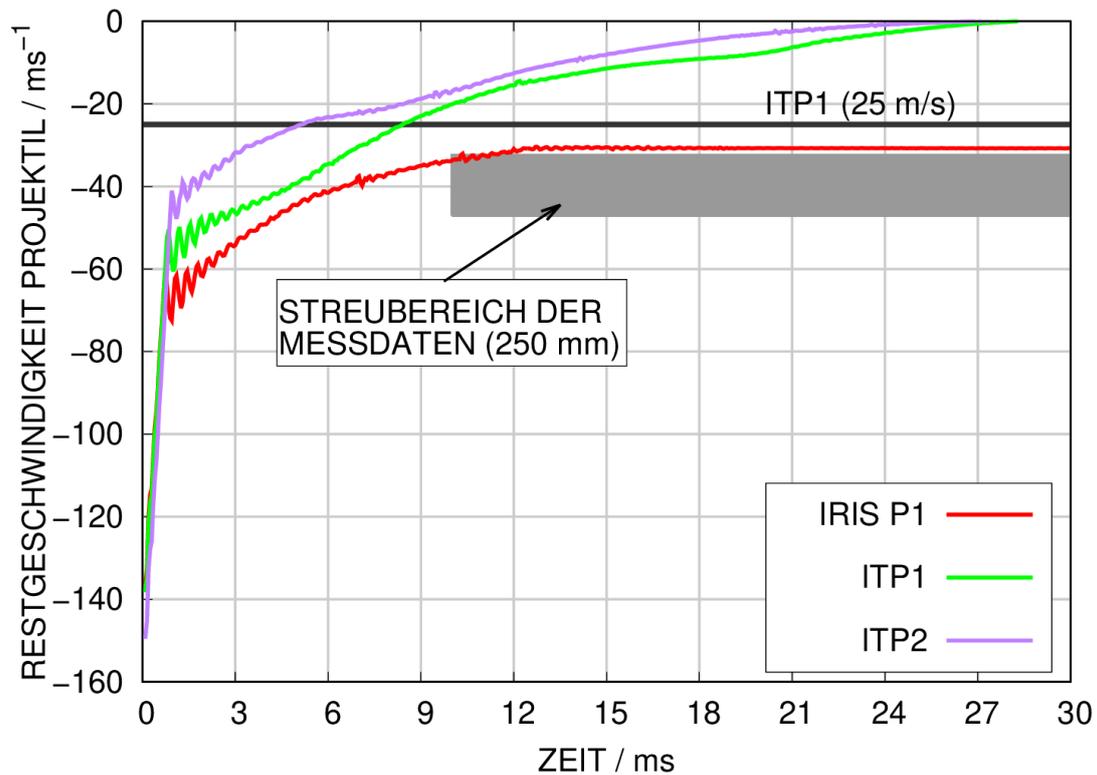


Abb. 6.9 Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten in IRIS P1, ITP1 und ITP2

Es wurde eine numerische Studie zur Variation der Aufprallgeschwindigkeit durchgeführt, wobei die Simulationsdauer jeweils 30 ms betrug. Abb. 6.10 zeigt den Zusammenhang von Restgeschwindigkeit nach 30 ms und Aufprallgeschwindigkeit. Wegen der erwähnten Restfestigkeit erscheinen diese Werte eine unrealistische Abschätzung der jeweiligen Restgeschwindigkeit darzustellen. Die berechneten Restgeschwindigkeiten unterschätzen die Versuchsdaten sowie nach Gleichung (6.1) abgeschätzten Werte nach Kar. Teilweise werden bei höheren Aufprallgeschwindigkeiten geringere Restgeschwindigkeiten ermittelt. Andere Abschätzungen der Restgeschwindigkeit können auf der Starrkörperverschiebung der Nase des Projektils basieren. Abb. 6.11 zeigt die Restgeschwindigkeiten zum Zeitpunkt einer Starrkörperverschiebung der Nase, welche die jeweilige Plattendicke H um 150 mm übersteigt. Analog hierzu zeigen Abb. 6.12 und

Abb. 6.13 die Geschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+100 mm und H+50 mm. Die in Abb. 6.12 dargestellten numerischen Ergebnisse entsprechen hierbei erstaunlich gut der Tendenz der Versuchsergebnisse, wobei jedoch die Datenpunkte zu IRIS P1 und IRIS P2 gewisse Abweichungen von dieser Tendenz aufweisen. Weiterhin wird deutlich, dass die numerischen Werte grundsätzlich einen nichtlinearen Zusammenhang in der Form von Gleichung (6.1) folgen. Prinzipiell würde sich dieser Ansatz von Kar durch den Ansatz von Lambert und Jonas /LAM 76/ erweitern lassen, um zusätzlich etwa die Verformbarkeit des Projektils zu berücksichtigen. Weiterhin ist darauf hinzuweisen, dass für genauere Aussagen zu den Plattendicken 300 mm und 350 mm die Anzahl der Versuche bislang zu gering ist. Bei einer Penetration um H (vgl. Abb. 6.14) ist die Restgeschwindigkeit noch nicht erreicht, da die Biegebewehrung noch nicht durchtrennt wurde. Ähnliches gilt für eine Penetration um H+50 mm.

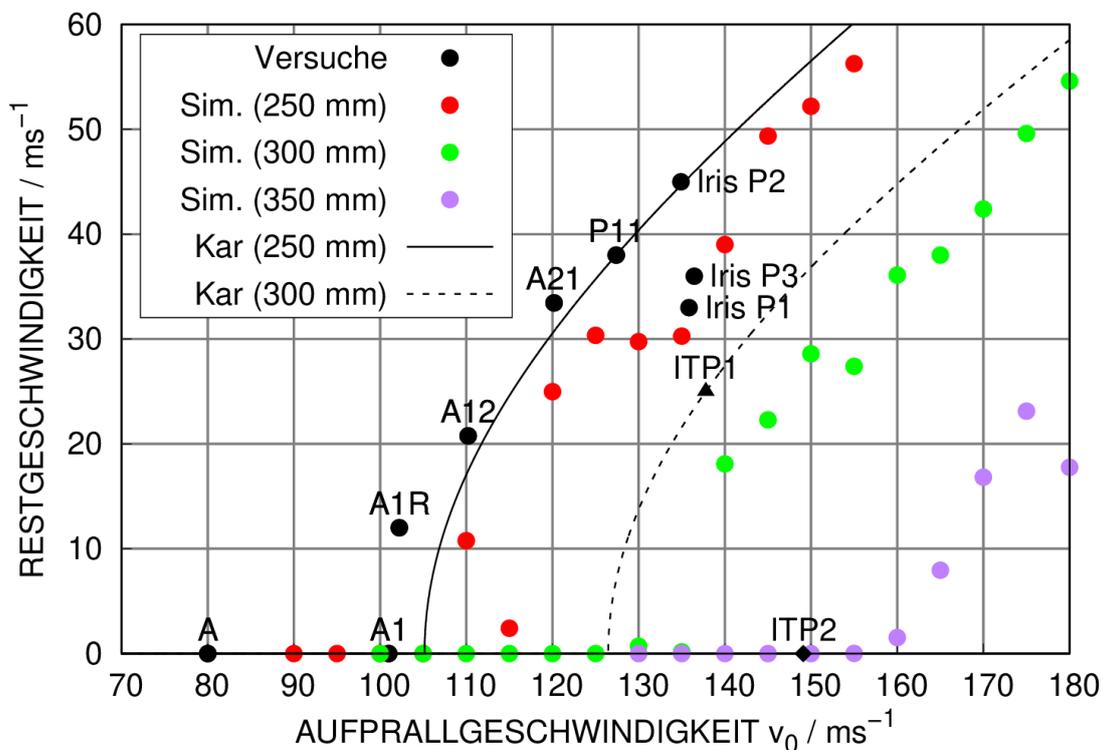


Abb. 6.10 Restgeschwindigkeiten nach einer Simulationsdauer von 30 ms

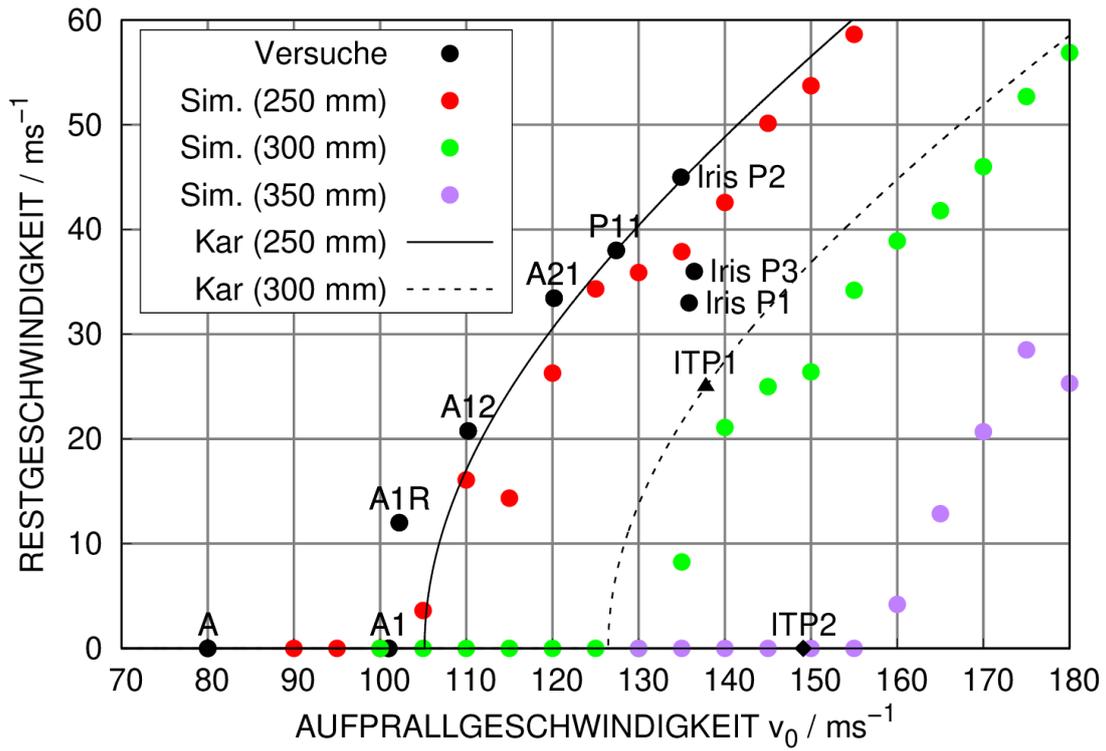


Abb. 6.11 Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+150 mm

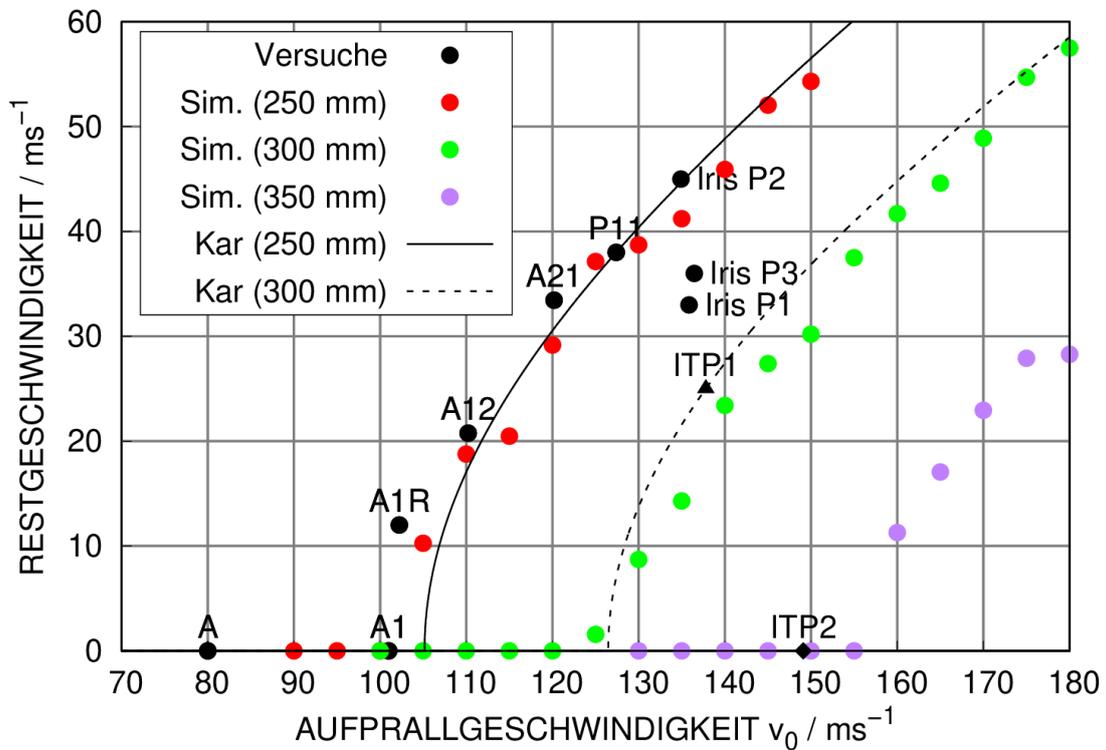


Abb. 6.12 Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+100 mm

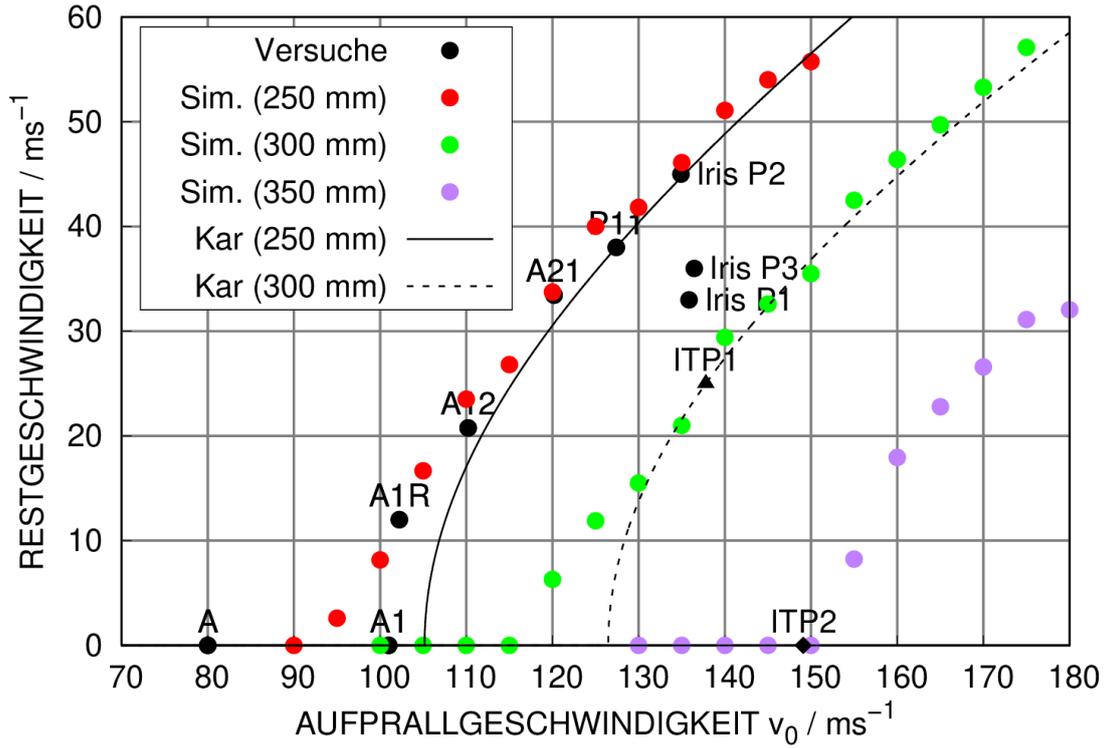


Abb. 6.13 Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+50 mm

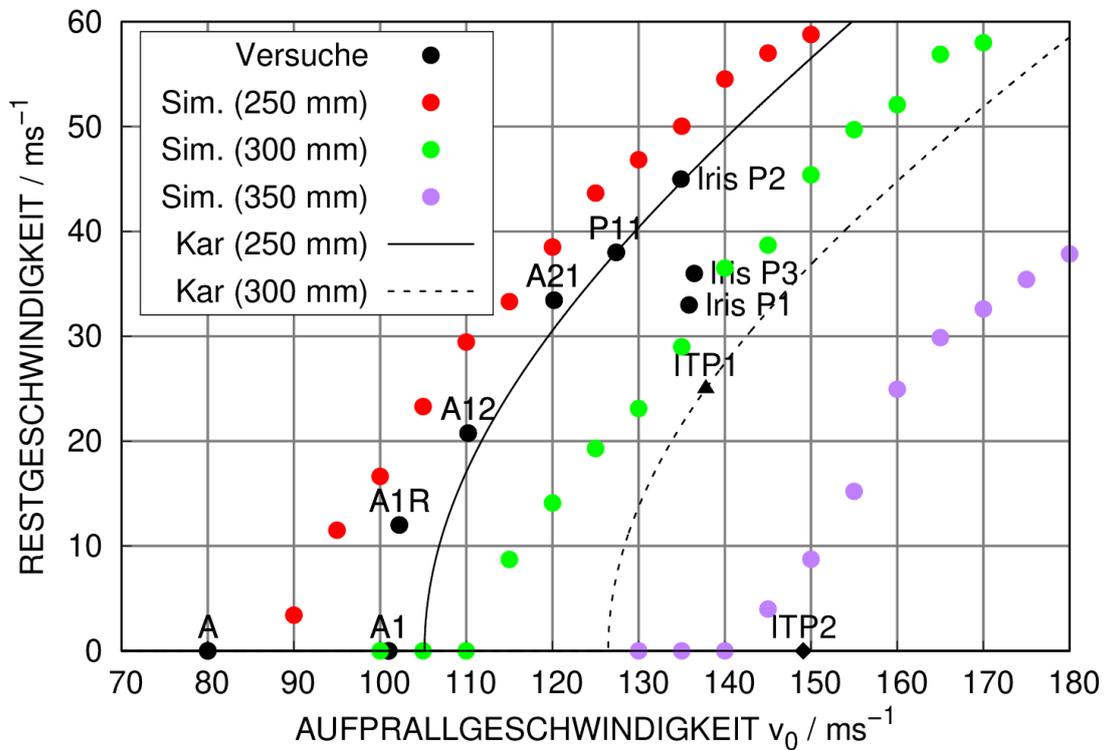


Abb. 6.14 Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H

In den Versuchen ITP1 und ITP2 kam es zu Rissen in Längsrichtung der Außenhülle des Projektils. Diese sind insbesondere für ITP2 ausgeprägt, wie anhand von Abb. 6.15 erkennbar ist. Ein Versagen der Außenhülle wurde in den Simulationen nicht berücksichtigt, jedoch wird eine zunehmende Verformung des Nasenbereiches mit einer deutlichen Erhöhung des Durchmessers abgebildet. In den Simulationen ITP1 werden ca. 37 % und in ITP2 ca. 45 % der kinetischen Energie in Verformungen des Projektils gewandelt. Insofern ist die Annahme eines starren Körpers nicht erfüllt. Dennoch zeigte eine Vergleichsrechnung zu ITP1 mit einem starren Projektil keinen nennenswerten Einfluss auf die Restgeschwindigkeit. Dies wird derart interpretiert, dass die Aufprallgeschwindigkeit in ITP1 deutlich oberhalb der ballistischen Grenzgeschwindigkeit lag. Auf die numerischen Kontaktkräfte in der Anfangsphase des Stoßes von ca. 0,25 ms hat die Steifigkeit des Projektils keinen Einfluss und in der Folge sind auch die Schadenszustände der Stahlbetonplatte ähnlich. Demgegenüber kann in einer Vergleichsrechnung zu ITP2 ein gewisser Einfluss verzeichnet und für ein starres Projektil die Perforation der Stahlbetonplatte nicht mehr ausgeschlossen werden. Dieser Befund wird derart interpretiert, dass in ITP2 die Aufprallgeschwindigkeit sehr nah an der ballistischen Grenzgeschwindigkeit gelegen haben muss. Weitere Forschungsarbeiten sollen sich mit dem Einfluss der Steifigkeit auf Restgeschwindigkeiten und ballistische Grenzgeschwindigkeiten befassen. Hierzu sind weitere Versuche mit einer veränderten Geometrie der Nase geplant, wobei die rechten Winkel (vgl. Abb. 6.1) im Inneren des Projektils vermieden werden. Ebenso sollen weitere Arbeiten den Einfluss von Bügelbewehrung auf Restgeschwindigkeiten und ballistische Grenzgeschwindigkeiten bei höheren Plattendicken untersuchen.

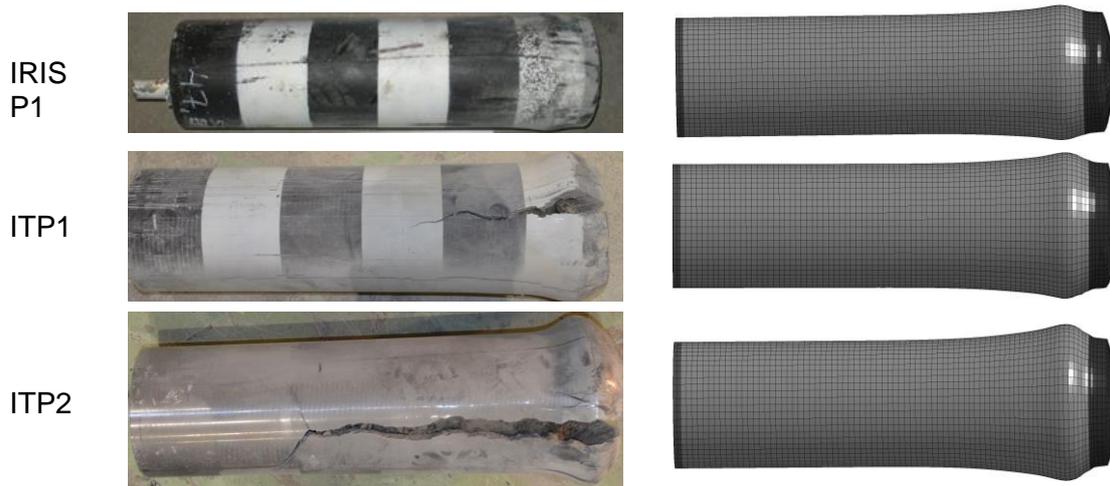


Abb. 6.15 Verformungen der Projektile in IRIS P1, ITP1 und ITP2 in den Versuchen sowie den Simulationen

6.1.3 Variation des Neigungswinkels

Bislang waren für einen harten Stoß zu den für den Lastfall FLAB relevanten Aufprallgeschwindigkeiten keine Versuche mit einem Aufprall unter einem Neigungswinkel bekannt. Im Rahmen von Phase IV des VTT-IMPACT-Projektes wurde bislang ein Versuch zum Aufprall unter einem Neigungswinkel von $\alpha = 20^\circ$ gegen die Oberflächennormale der Stahlbetonplatte durchgeführt, welcher mit LS-DYNA und den bereits beschriebenen Ansätzen simuliert wurde. In Abb. 6.16 wird der berechnete zeitliche Geschwindigkeitsverlauf des Projektilhecks mit dem Verlauf des senkrechten Aufpralls verglichen. Erwartungsgemäß wird eine leicht geringere Restgeschwindigkeit für den Aufprall unter einem Neigungswinkel gemessen. Weiterhin ist ein gewisser Unterschied zwischen der Geschwindigkeitskomponente in Richtung der Anfangsgeschwindigkeit und der absoluten Geschwindigkeit erkennbar, in welchem die Drehung des Projektils zum Ausdruck kommt. Die Geschwindigkeitswerte zu späteren Zeiten stimmen gut mit der gemessenen Restgeschwindigkeit von 27 m/s überein.

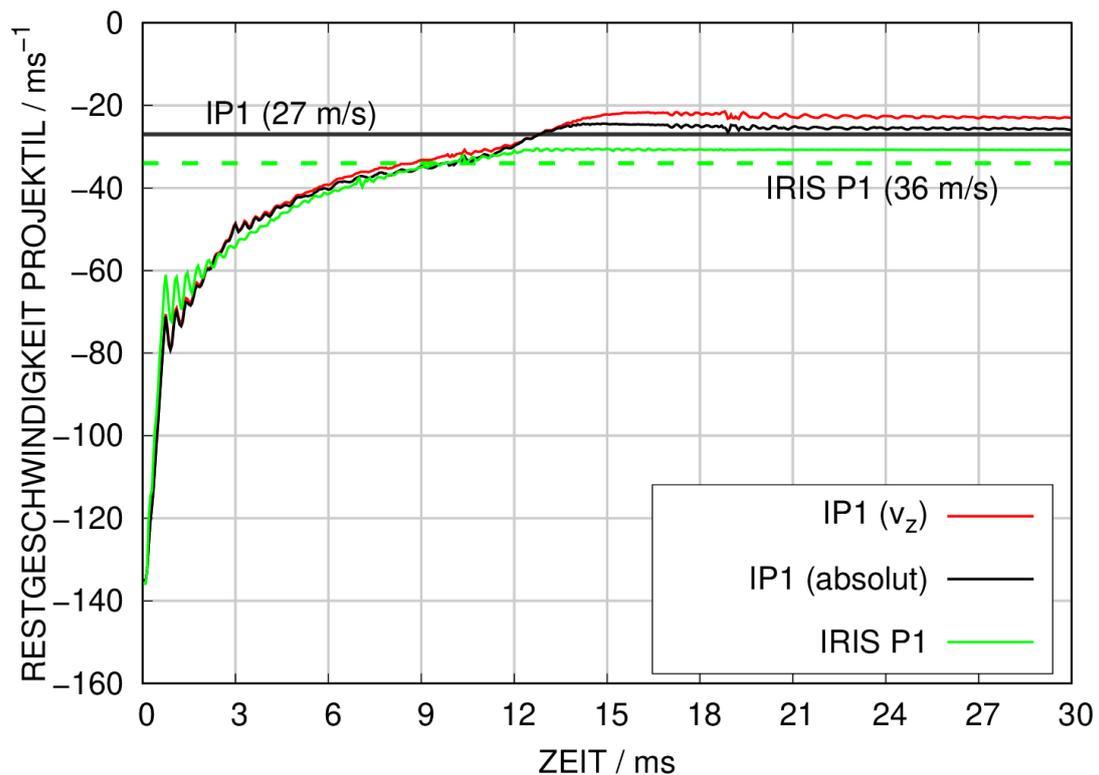


Abb. 6.16 Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten in IP1 und IRIS P1

Abb. 6.17 zeigt eine Sequenz der Schädigungen des Plattenquerschnitts. Infolge der Neigung und einer weiteren Rotation des Projektils während des Aufpralls erhöht sich die Weglänge, welche das Projektil durch den Beton zurücklegt. Der Austrittswinkel des Projektils ist mit ca. 45° deutlich höher als der ursprüngliche Neigungswinkel. Da zum Zeitpunkt der Berichtslegung noch keine Ergebnisse von HS-Kameraaufnahmen vorliegen, konnte noch kein Vergleich mit experimentell vorgefundenen Rotationswinkeln des Projektils erfolgen. Bei Variationen des ursprünglichen Neigungswinkels zeigte sich, dass es bei $\alpha = 30^\circ$ infolge der starken Rotation des Projektils nicht mehr zu einer Perforation der Stahlbetonplatte kommt. Ein hierzu bei VTT geplanter Versuch soll ausgewertet werden, sobald die entsprechenden Daten vorliegen.

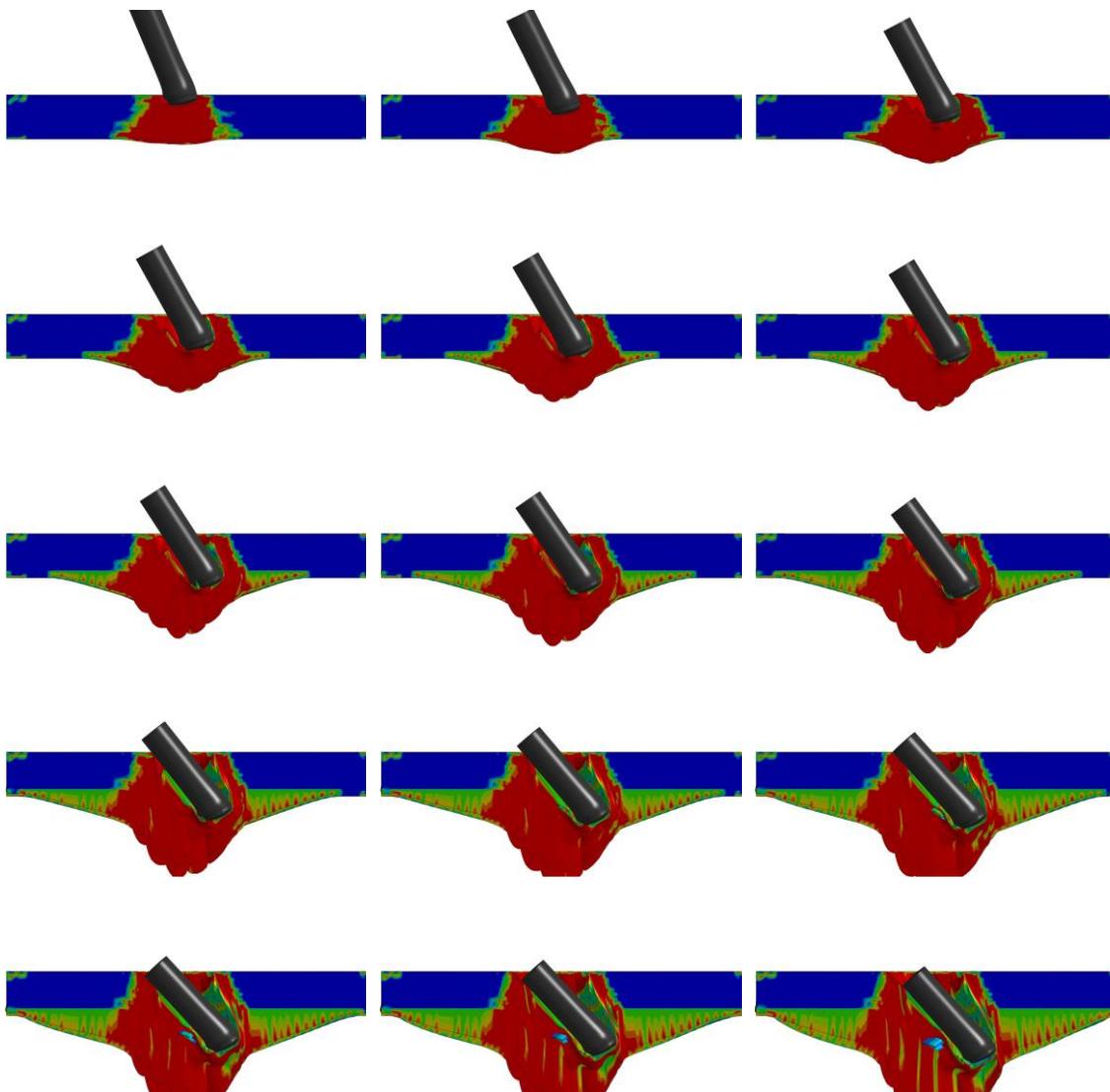


Abb. 6.17 Darstellung des Schadensparameters im Querschnitt während der ersten 16 ms bei der Simulation des VTT-Versuchs IP1

Bezüglich der Schädigung des Betons auf der Plattenfrontseite (vgl. Abb. 6.18) und der Plattenrückseite (vgl. Abb. 6.19) stimmen die Schadensbilder in Simulation und Versuch zufriedenstellend überein. Es zeigt sich, dass die modellmäßige Berücksichtigung der Trennung von horizontaler und vertikaler Biegebewehrung wesentlich zur Reproduktion des Schadensbildes beiträgt und auch einen hohen Einfluss auf die Rotation des Projektils während des Perforationsvorganges hat.

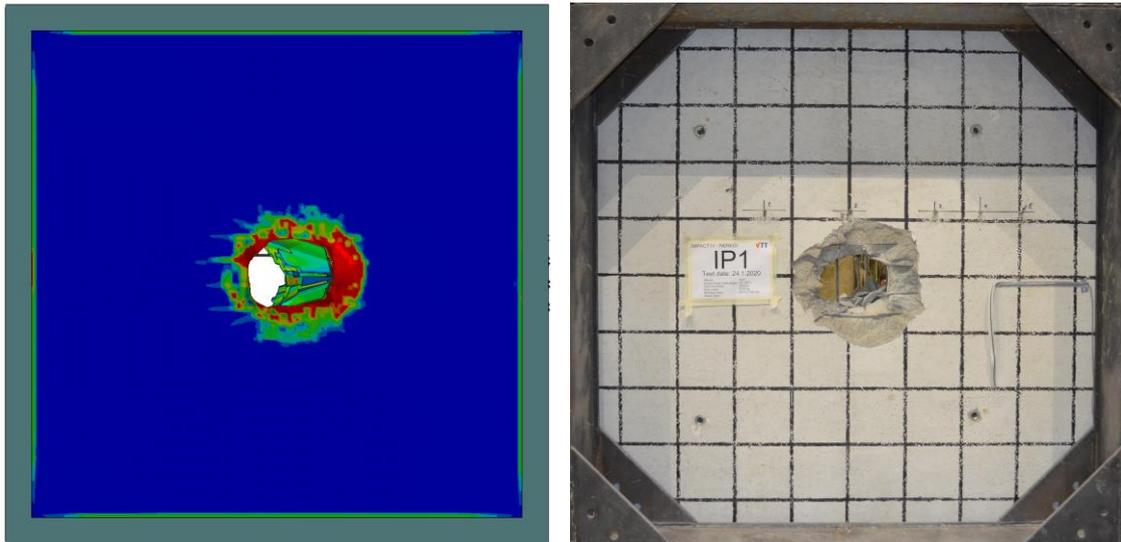


Abb. 6.18 Vergleich des Schadensparameters der Frontseite mit dem Schadensbild in VTT-Versuch IP1

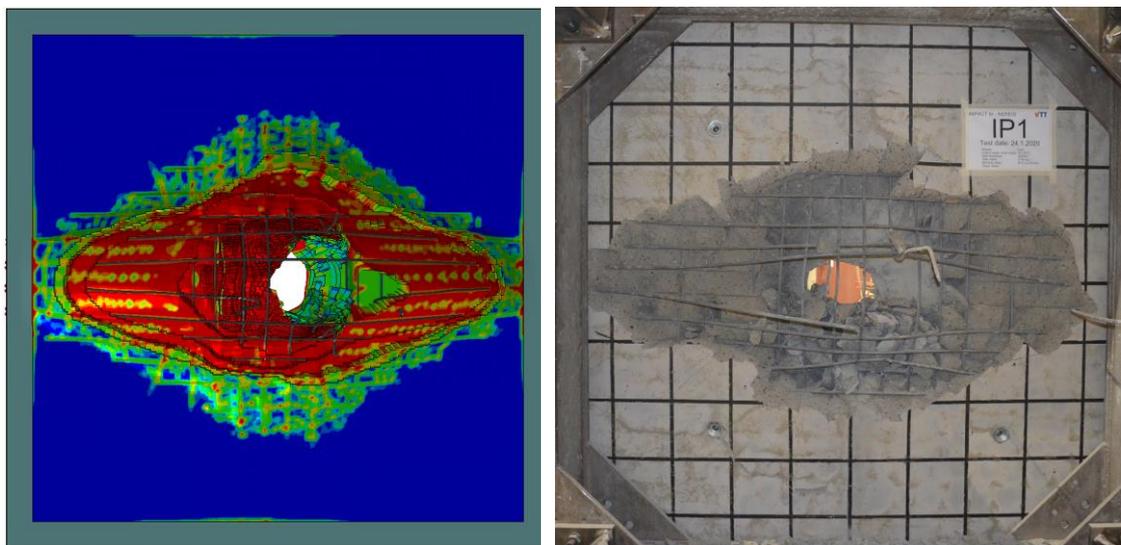


Abb. 6.19 Vergleich des Schadensparameters der Rückseite mit dem Schadensbild in VTT-Versuch IP1

6.2 Versuche bei UKAEA und in Meppen

Am Versuchsstand in Meppen wurde ein Versuch zum harten Stoß auf eine kreisförmige Stahlbetonplatte durchgeführt /HOC 84/. Das Ziel dieses Versuches bestand darin, einen skalierten Großversuch in Anlehnung an Kleinversuche durchzuführen, welche bei der UKAEA (United Kingdom Atomic Energy Agency) durchgeführt wurden. Hierbei wurden die Größendimensionen um einen Faktor von etwa 2,6 skaliert. Bei den kleinmaßstäblichen Versuchen entsprachen die Versuche M078 und M083 am ehesten den im Meppener Versuch skaliert realisierten Parametern, welche in Tab. 6.3 miteinander verglichen werden.

Tab. 6.3 Überblick über wesentliche Parameter der UKAEA-Versuche und des Meppener Hard Missile Tests

Größe	Einheit	M078	M083	Meppen
Plattendicke	cm	24,6		64
Durchmesser	cm	230		600
Spannweite	cm	205		540
Lagerbedingung	-	Quadratischer Rahmen		Vier Linien mit KMD
f_c (Würfel)	MPa	58,1	38	40
Betonüberdeckung	mm	9		25
Größtkorn (\emptyset)	mm	12		32
Biegebewehrung	-	\emptyset 4,9 mm / a=6 cm		\emptyset 12 mm / a=14 cm
Stahlgüte	-	High yield steel		BSt 420/500RK
Aufprallgeschwindigkeit	m/s	75,5	72	76,3
Durchmesser Projektil	cm	12		31,2
Masse Projektil	kg	27,1		475
Länge Projektil	cm	58 (mit Heckflossen)		79
Restgeschwindigkeit	m/s	20 cm Penetration	14	<10 (geschätzt)

Es handelt sich um harte Aufprallbelastungen mit vergleichsweise geringen Aufprallgeschwindigkeiten. Die aus Stahl gefertigten Projektile werden in Abb. 6.20 miteinander verglichen. Das Meppener Projektil ist hierbei ein massiver Stahlzylinder, wohingegen in den UKAEA-Versuchen die Projektile Heckflossen aufweisen. In Versuch M083 und im Meppener Versuch kam es zu einer Perforation der Stahlbetonplatte. In M078 hingegen drang das Projektil trotz einer höheren Aufprallgeschwindigkeit lediglich 20 cm tief in die Stahlbetonplatte ein. Eine Ursache hierfür könnten Abweichungen bei den Betoneigenschaften sein.

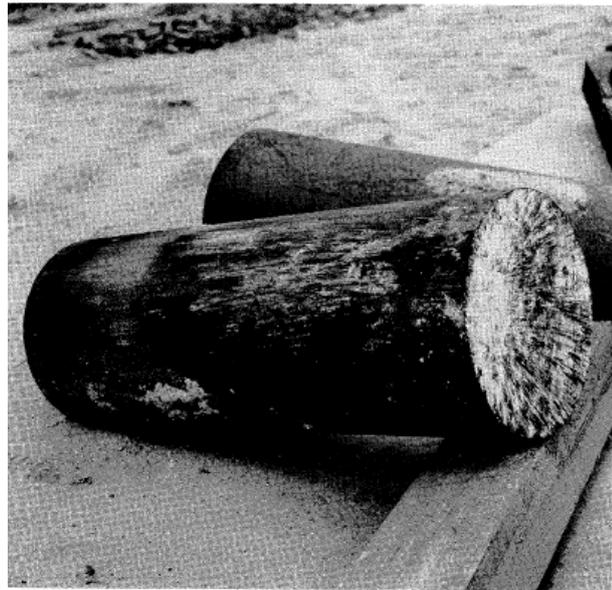


Abb. 6.20 Projektile der UKAEA-Versuche und des Meppener Hard Missile Tests

Abb. 6.21 vergleicht die für das Rechenprogramm LS-DYNA erstellten Rechenmodelle. Die Stahlbetonplatten weisen im Aufprallbereich keine Schubbewehrung auf. Ein Abheben der Platten wird jeweils durch Spannanker verhindert. Bezüglich der Lagerung kommt es aufgrund der Erfordernisse des Meppener Versuchsstandes zu gewissen Abweichungen von der Kreisform. Im Hinblick auf die kompliziertere Geometrie der Bewehrung erfolgte die Kopplung von Beton und Stahl über die Option `*Constrained_Beam_in_Solid`. Es wurden für beide Fälle Simulationsrechnungen mit den Vernetzungseinheiten 10 mm und 25 mm durchgeführt. Dieses Verhältnis entspricht etwa dem Skalierungsfaktor. Es zeigte sich allerdings, dass im Falle von 25 mm Vernetzungseinheit keine realistischen Ergebnisse erzielt werden konnten. Für die Beschreibung des Betonverhaltens wurde das RHT-Modell verwendet.

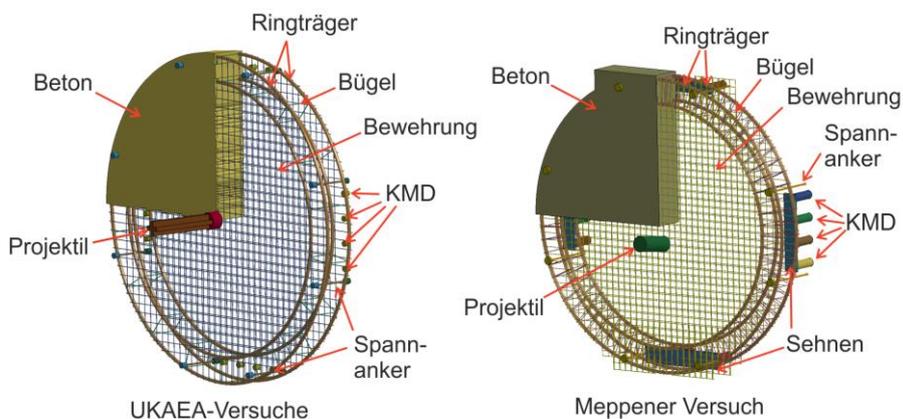


Abb. 6.21 Rechenmodelle zu den UKAEA-Versuchen und dem Meppener Versuch

In Abb. 6.22 werden Betonschädigungen der Frontseite und in Abb. 6.23 Schäden auf der Plattenrückseite mit Zeichnungen der Schadensbilder im Meppener Versuch verglichen. In Abb. 6.24 erfolgt ein entsprechender Vergleich für die Querschnitte. Versatz des Projektils von 28 cm unterhalb und 12 cm seitlich der Plattenmitte sowie Neigung des Projektils um ca. 7° wurden im Modell berücksichtigt. Im Querschnitt findet sich ein vorderer Eindringkegel mit einer Tiefe von ca. 12 cm, welcher vom Modell nicht reproduziert wird. In dieser Tiefe beträgt der Durchmesser des Loches sowohl in Simulation wie im Versuch ca. 36 cm und ist somit etwas größer als der Durchmesser des Projektils. Im Versuch ist ein rückseitiger Krater erkennbar, dessen Neigung sich zur Rückseite der Platte hin abflacht und im Bereich der Biegebewehrungslage annähernd parallel zur Bewehrung verläuft. Diese Form wird von der Simulation nicht reproduziert, welche eine nahezu kegelförmige des ausgeworfenen Betons prognostiziert. Im Gegensatz zur Kraterform im Meppener Versuch weisen die Stahlbetonplatten in M083 und M078 auf der Frontseite klar umrissene Einschusslöcher mit dem Durchmesser des ursprünglichen Projektils auf (vgl. Abb. 6.25). Das Simulationsergebnis der Schädigung im Querschnitt (vgl. Abb. 6.24) entspricht ähnlich wie in den Simulationen zum Meppener Versuch einer kegelförmigen Kraterform. Der Durchmesser des Kraters auf der Rückseite im Versuch M083 (vgl. Abb. 6.25) betrug ca. 80 cm, was etwa dem Simulationsergebnis entspricht. Zusammenfassend ergibt sich ein Einfluss der Größenskala auf die Kratergeometrie, welche durch die Simulationsrechnungen nicht erfasst wird.

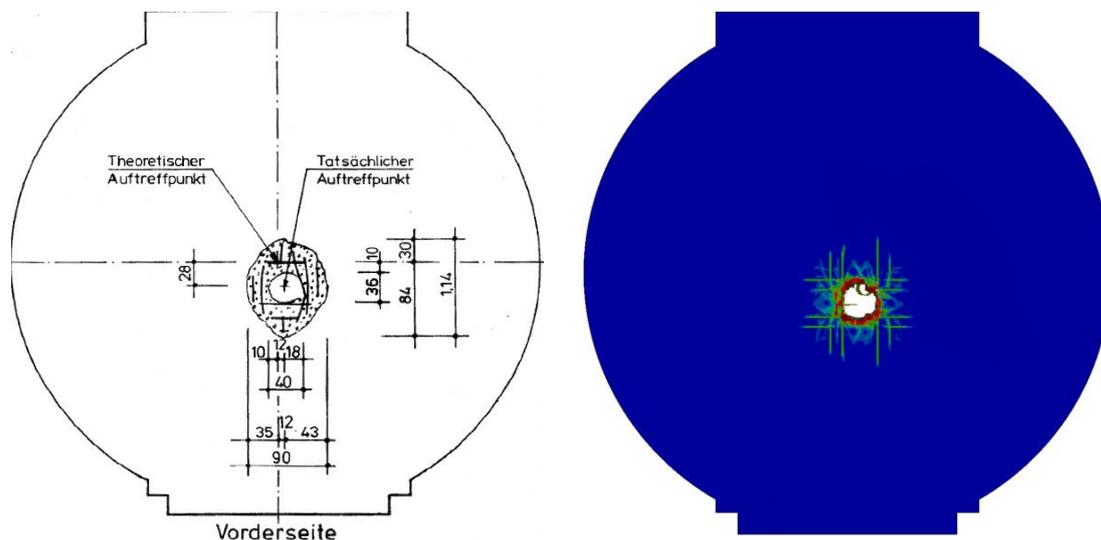


Abb. 6.22 Schadensbild der Frontseite im Meppener Hard-Missile-Test

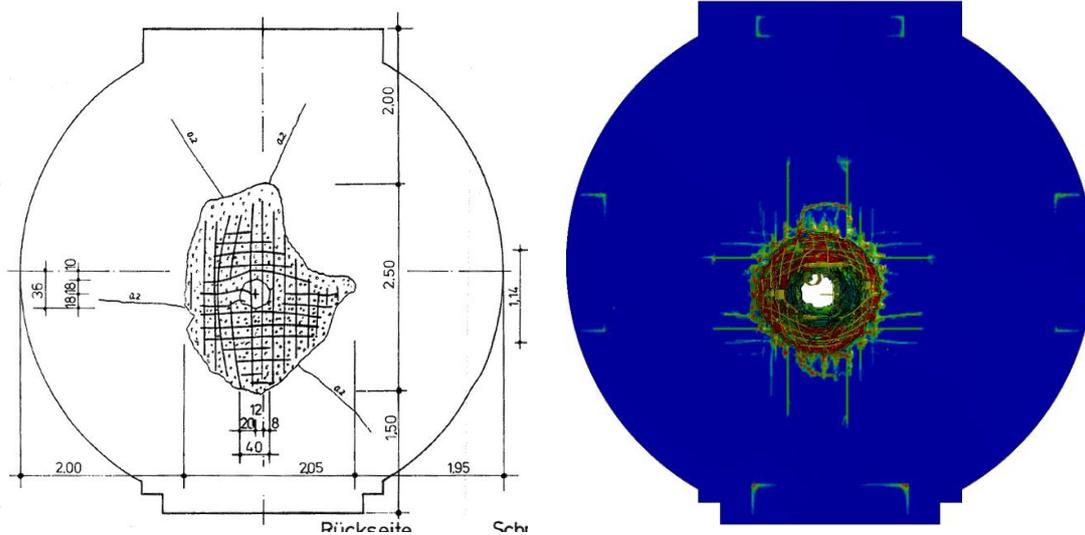


Abb. 6.23 Schädigungsbild der Rückseite im Meppener Hard-Missile-Test

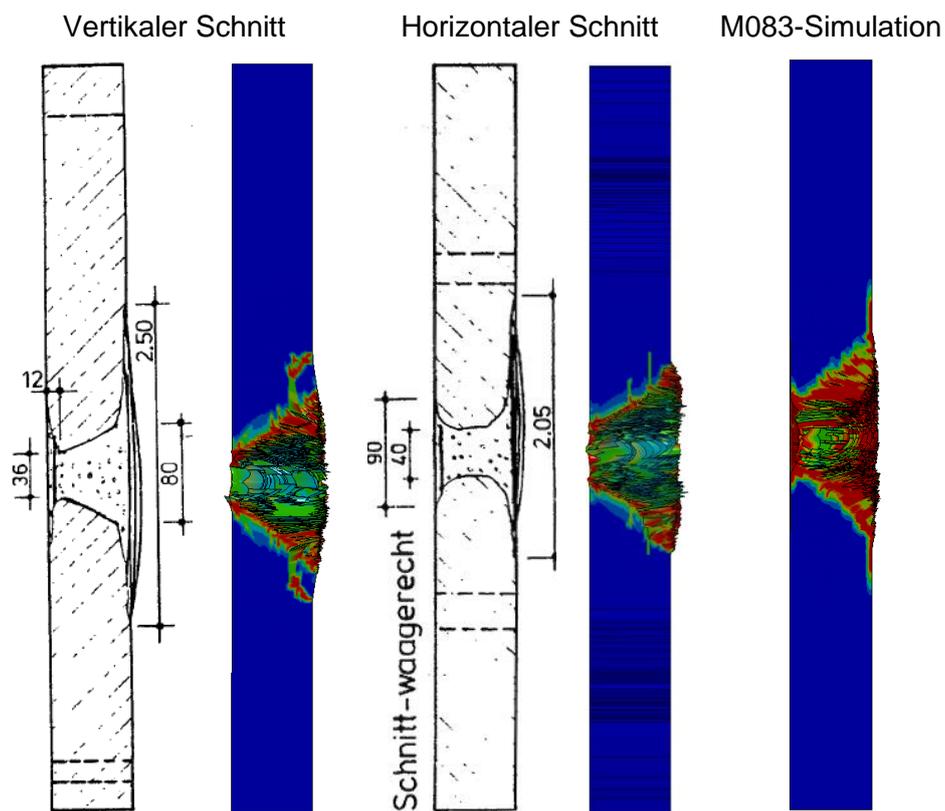


Abb. 6.24 Schädigungsbilder der Querschnitte im Meppener Hard-Missile-Test

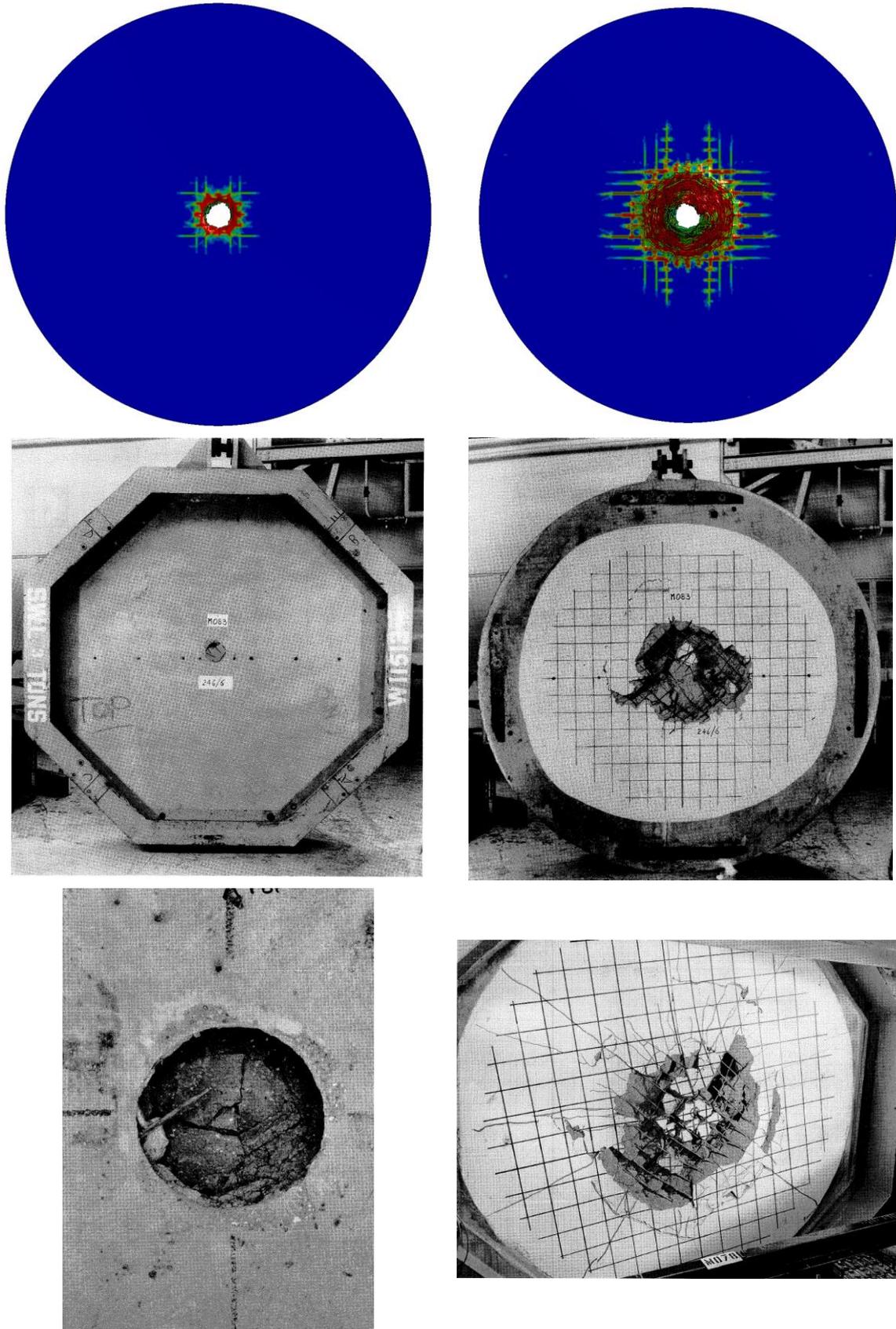


Abb. 6.25 Vergleich von Schadensbildern auf Front- und Rückseite in LS-DYNA-Simulationen und den UKAEA-Versuchen M083 und M078

Im Meppener Versuch konnte kein Wert für die Restgeschwindigkeit ermittelt werden, da das Projektil von der rückseitigen Trägerkonstruktion aufgefangen wurde. Der geschätzte Wert liegt im Bereich kleiner 10 m/s. Im Versuch M083 kam es zur Perforation mit einer Restgeschwindigkeit von 14 m/s. Eine Perforation wurde in den Simulationsrechnungen lediglich für die feinere Vernetzungsfeinheit von 10 mm abgebildet. Abb. 6.26 vergleicht die Zeitverläufe des Projektils, wobei die Zeitskala des Versuchs M083 um den Faktor 2,6 skaliert wurde. In sämtlichen Simulationen kam es zwar zu einer Durchtrennung der rückseitigen Bewehrung. Für eine realistische Abschätzung der Restgeschwindigkeit ist jedoch eine ausreichende Netzfeinheit erforderlich. In Simulationsrechnungen mit einer zu groben Vernetzungsfeinheit (Elementkantenlänge 25 mm) liegen die Eindringtiefen deutlich unterhalb der Plattendicken.

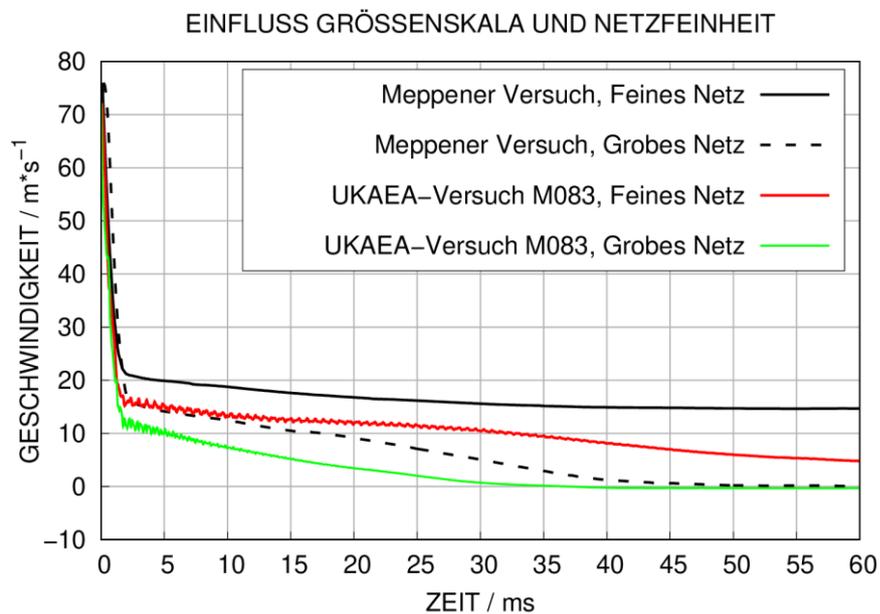


Abb. 6.26 Einfluss der Vernetzungsfeinheit auf Geschwindigkeitsverläufe des Projektils in Simulationen zum UKAEA-Versuch M083 (Zeiten skaliert) sowie in Simulationen zum Meppener Hard-Missile-Versuch

Neben der Vernetzungsfeinheit beeinflusst auch das Versagenskriterium für den Bewehrungsstahl die Simulation des Perforationsvorgangs. Exemplarisch werden in Abb. 6.27 Ergebnisse von Simulationsrechnungen zum Meppener Versuch verglichen, welche verschiedene effektive plastische Dehnungen als Versagenskriterium verwenden.

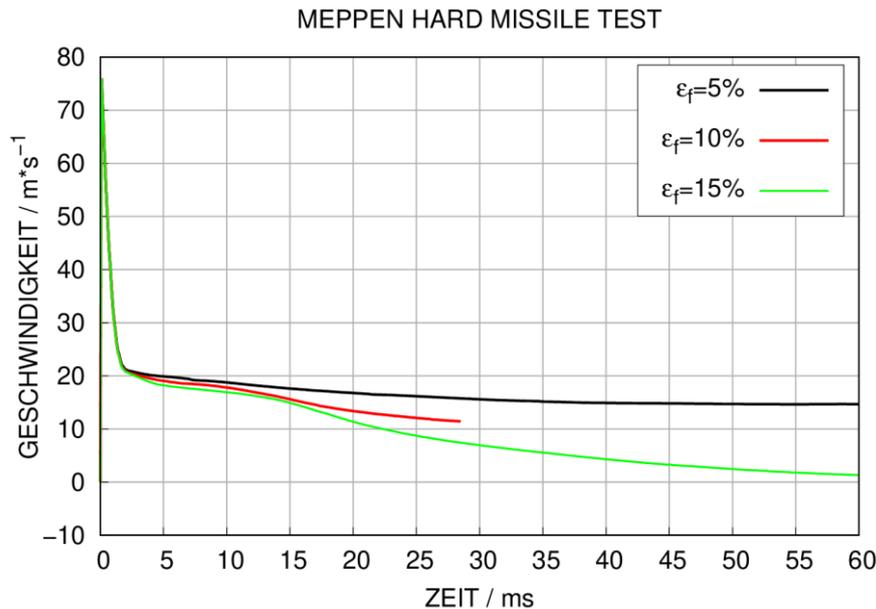


Abb. 6.27 Einfluss der Bruchdehnung des Bewehrungsstahls auf Geschwindigkeitsverläufe des Projektils in Simulationen zum Meppener Hard-Missile-Test

Eine Auswertung der Simulationsergebnisse hinsichtlich der Auflagerkräfte zeigt, dass diese nicht realistisch abgebildet werden. Ebenso gelang es nicht, im Meppener Versuch die Plattenverschiebungen korrekt wiederzugeben. Dies ist wohl nur zum Teil über fehlende Informationen zu den Auflagerbedingungen erklärbar. Die Kopplungsoption `*Constrained_Beam_in_Solid` erscheint bislang unzureichend für die Schadensmechanismen Perforation und Penetration erprobt zu sein. Ähnliche Befunde ergaben sich unter anderem bei der Simulation von Versuchen der VTT P-Reihe (vgl. Abschnitt 6.1) und bei der Simulation der Sugano-Großversuche (vgl. Abschnitt 8.2). Der Effekt der Größenskala auf die Kraterform wurde nicht reproduziert. In diesem Zusammenhang sollten in zukünftigen Arbeiten weitere Betonmodelle erprobt werden. Insgesamt ist es laut /HOC 84/ auf Basis lediglich eines Großversuches nicht möglich, zuverlässig die Ursachen für Unterschiede in den Versuchsergebnissen auf verschiedenen Größenskalen zu ermitteln.

7 X-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes

Dieses Kapitel behandelt die Versuche der X-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes, welche sich mit dem kombinierten Auftreten von Durchstanz- und Biegeversagen von Stahlbetonplatten unter dem Aufprall verformbarer Projektile befassen. Die Versuchsergebnisse dienen als Validierungsbasis für einen Vergleich des RHT-, K&C-, CSCM- und des Winfrith-Modells für Beton und werden im Folgenden mit den Simulationsergebnissen verglichen.

7.1 Überblick über ausgewählte Versuche der X-Reihe

Details der Versuchsparameter und der wesentlichen Ergebnisse der X-Reihe können /VTT 19a/ entnommen werden. Tab. 7.1 gibt einen Überblick über wesentliche Versuchsparameter der im Rahmen von SimSEB betrachteten Versuche der X-Reihe. Die äußeren Abmessungen der Stahlbetonplatte betragen in allen Fällen 2,1 x 2,1 x 0,25 m. Zu den Versuchsparametern zählen der Gehalt an Biegebewehrung, Bügelbewehrung und die Art der Belastung.

Tab. 7.1 Wesentliche Versuchsparameter ausgewählter Versuche der X-Reihe

Ver-such	Pro-jektil	v_0 / ms^{-1}	Biegebe-wehrung	Bügeltyp	Vergleiche
X5	Typ A	162,5	Ø10 mm, c/c 90	Ohne Bügel	-
X6	Typ B	166,7	Ø10 mm, c/c 90	Geschlossen, Ø6 mm	X7, X8 (Bügel)
X7	Typ B	166,5	Ø10 mm, c/c 90	T-headed Bars, Ø8 mm	X6, X8 (Bügel)
X8	Typ B	166,7	Ø10 mm, c/c 90	C-förmig, Ø8 mm	X9, X10 (Biegebewehrung), X12 (Projektil)
X9	Typ B	165,1	Ø8 mm, c/c 90	C-förmig, Ø8 mm	X8, X10 (Biegebewehrung)
X10	Typ B	165,7	Ø 12 mm, c/c 90	C-förmig, Ø8 mm	X8, X9 (Biegebewehrung)
X12	Typ C	164,8	Ø 10 mm, c/c 90	C-förmig, Ø8 mm	X8 (Projektil)

Abb. 7.1 zeigt das Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation der Versuche der X-Reihe. Die Kopplung von Beton und Bewehrungsstahl erfolgte über die Option *Constrained_Beam_in_Solid. Eine Verbindung von Knoten war im Hinblick auf die detaillierte Abbildung der Bewehrung nicht möglich.

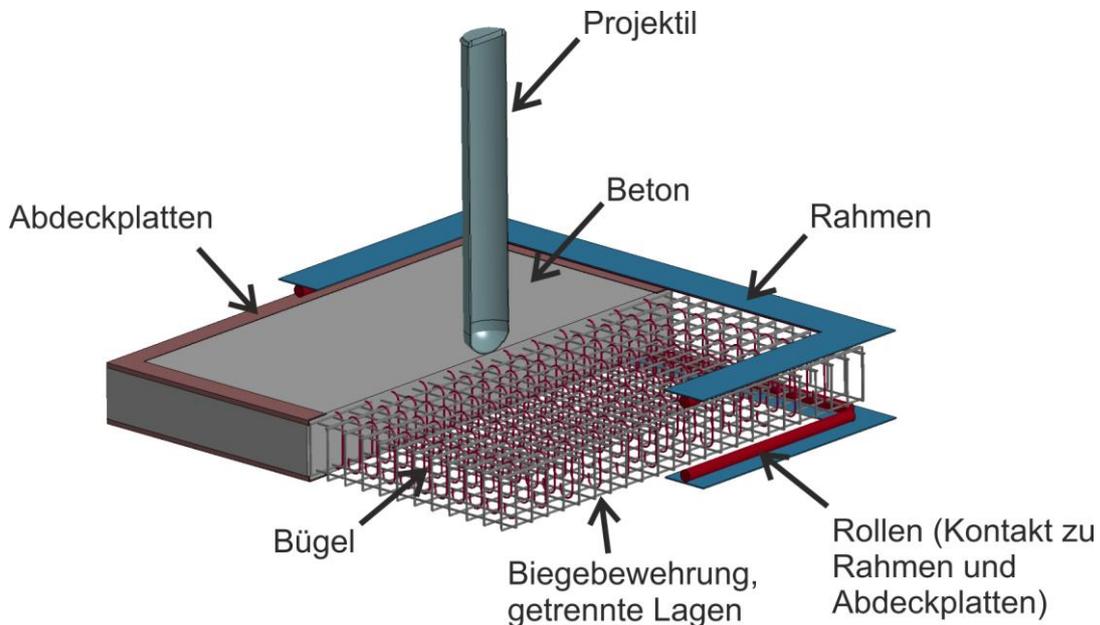


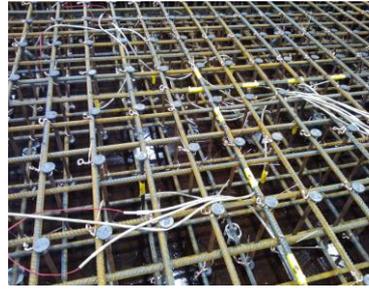
Abb. 7.1 LS-DYNA Modell zur Simulation von Versuchen der X-Reihe

Versuch X5 wurde ohne Bügelbewehrung durchgeführt. In den übrigen Versuchen betrug der Gehalt an Bügelbewehrung etwa $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$, welcher mit unterschiedlichen Bügeltypen realisiert wurde. Es handelt sich zum einen um geschlossene und C-förmige Bügel, welche jeweils die Biegebewehrung umschließen. In Versuch X7 wurden sog. T-headed Bars verwendet, welche mittels der Kopfscheiben in die Biegebewehrung eingehängt sind. Abb. 7.2 zeigt einige Details der Bügelbewehrungsanordnungen. Die Rechenmodelle bilden hierbei die Form der Bügel so realistisch wie möglich nach. Die Kopfscheiben in Versuch X7 wurden über Schalenelemente abgebildet und die Kopplung von Beton und Bewehrung erfolgte über *Constrained_Beam_in_Solid. Eine denkbare Alternative hierzu wäre die Kopplung von Biegebewehrung über gemeinsame Knoten und eine Verwendung von *Constrained_Beam_in_Solid für die Bügel.

Geschlossene Bügel



T-headed Bars



C-förmige Bügel

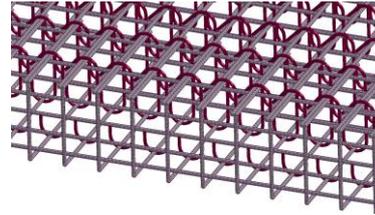
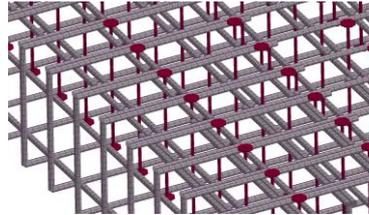
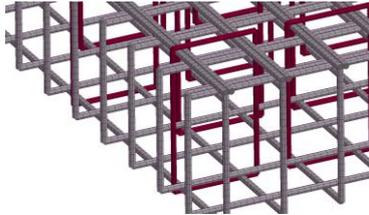


Abb. 7.2 Umsetzung der verschiedenen Bügelbewehrungstypen in Versuchen und Simulationsmodellen in der X-Reihe

Einen weiteren Versuchsparameter stellt die Art des Projektils dar, welche zu verschiedenen LZF führt (vgl. Abb. 7.3). Der in Versuch X5 (vgl. Abb. 7.4) und X12 (vgl. Abb. 7.5) verwendete Typ vermittelt einen vergleichsweise weichen Stoß. Bezüglich des Beulmechanismus stimmen Versuche und Simulationsergebnis zufriedenstellend überein. Der in X6 verwendete Typ B (vgl. Abb. 7.6) ist als teilweise hart anzusehen, da die Kontaktkräfte zu einem gewissen Maß von der Verformbarkeit der Zielstruktur abhängen.

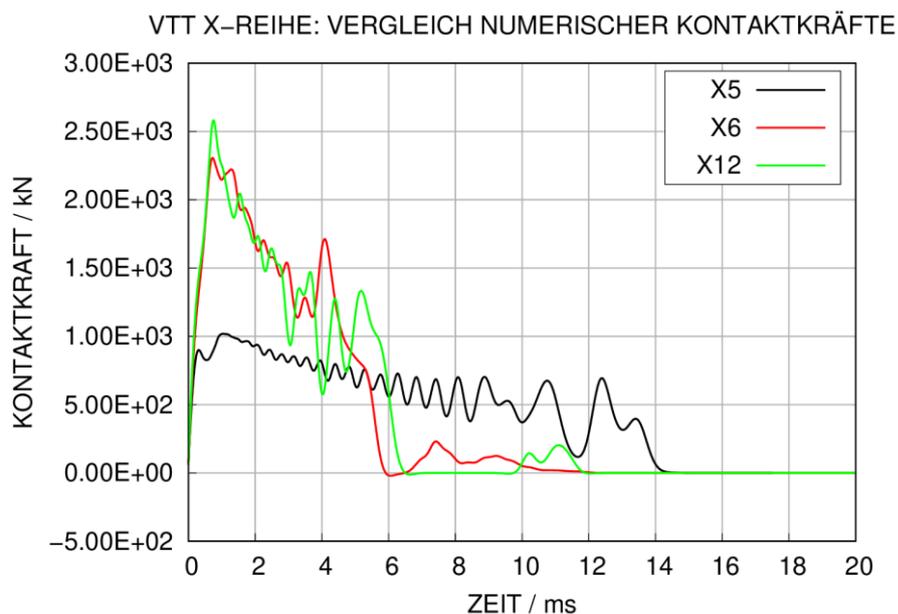


Abb. 7.3 Vergleich numerischer Kontaktkräfte in Untersuchungen der VTT X-Reihe

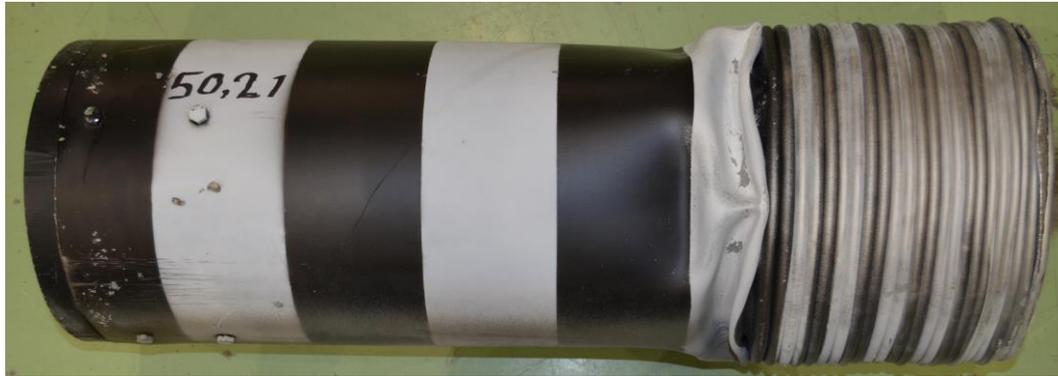
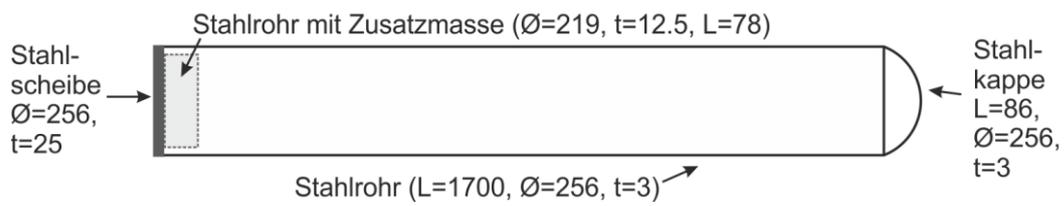


Abb. 7.4 Projekttiltyp A der VTT X-Reihe

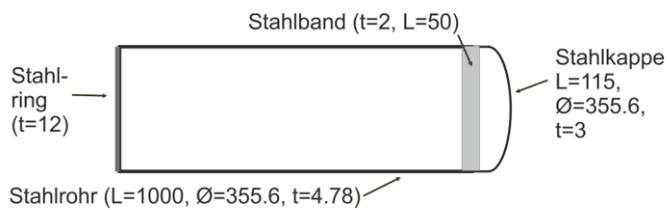


Abb. 7.5 Projekttiltyp C der VTT X-Reihe

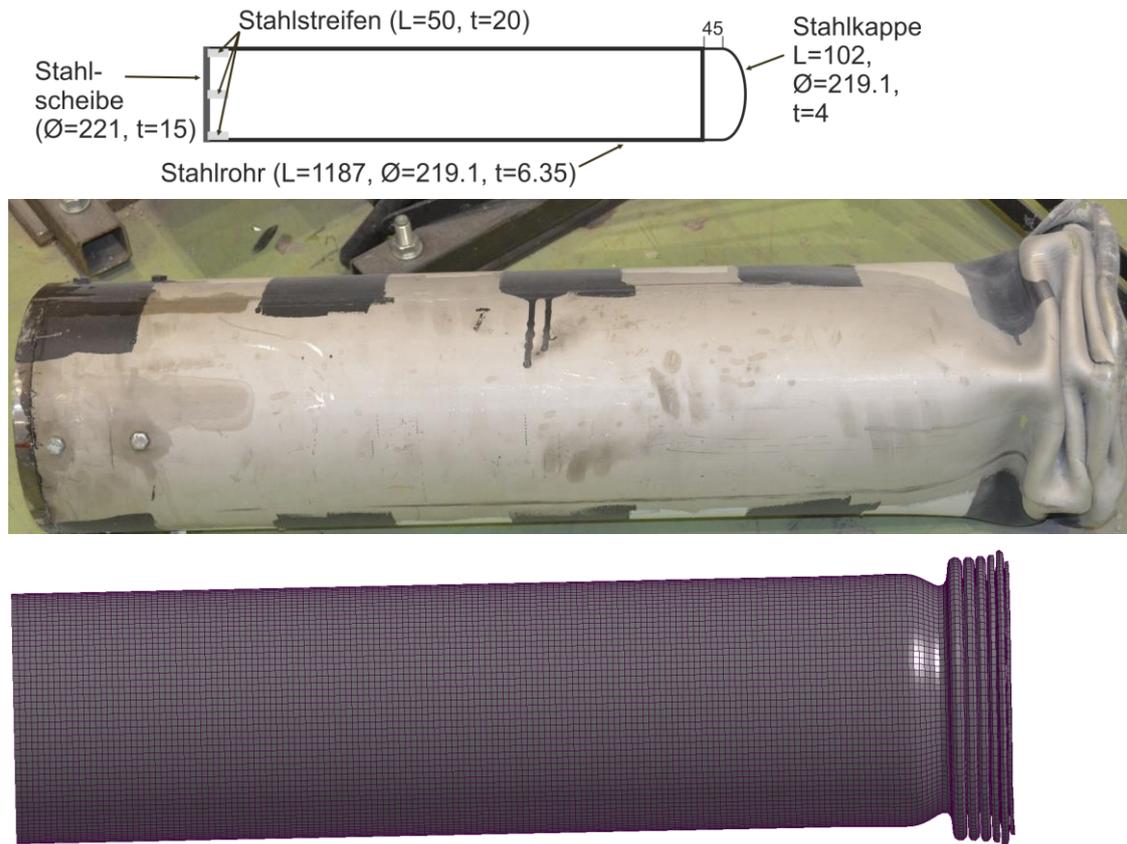


Abb. 7.6 Projekttyp B der VTT X-Reihe

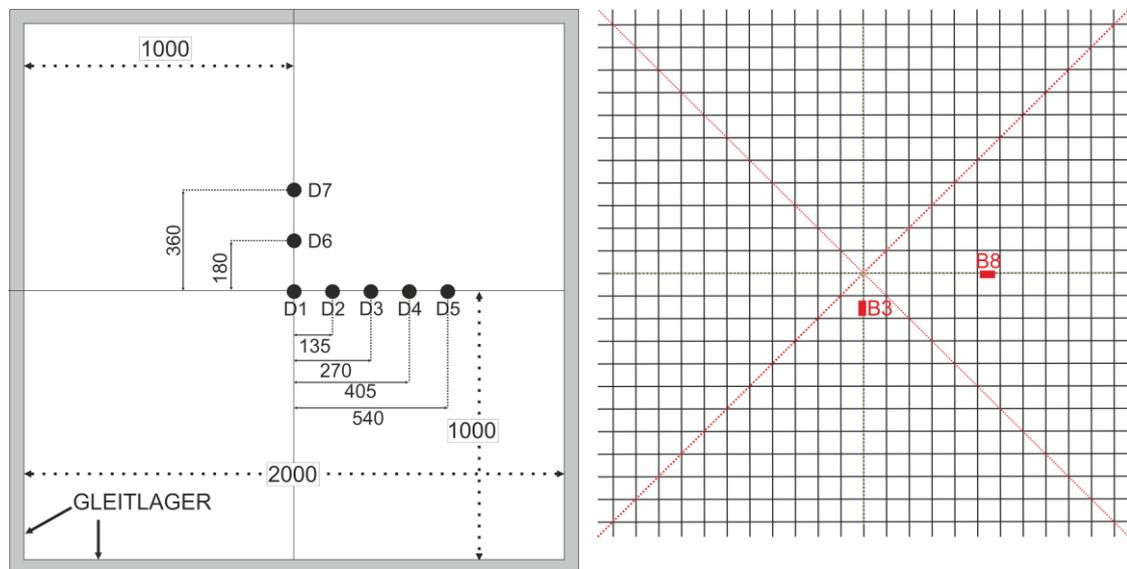


Abb. 7.7 Anordnung von Verschiebungsaufnehmern (links) und betrachteten DMS (rechts) in den Untersuchungen der VTT X-Reihe

Abb. 7.7 zeigt die Anordnung von Verschiebungsaufnehmern auf den Rückseiten der Versuchsplatten sowie die Positionen der beiden betrachteten DMS. Beide DMS

befinden sich auf mittig liegenden horizontalen bzw. vertikalen Bewehrungsstäben der Plattenrückseite. B3 befindet sich 135 mm unterhalb und B8 495 mm rechts vom Plattenmittelpunkt. Zu diesen Positionen erfolgt ein Vergleich von Simulationsergebnissen und Versuchsdaten.

7.2 Schadensbilder in Plattenquerschnitten in Versuchen der X-Reihe

Im Folgenden erfolgt ein Vergleich der Schadensparameter der Modelle bzw. im Falle des Winfrith-Modells der Rissvisualisierung im vertikalen und horizontalen Plattenquerschnitt mit den jeweiligen Schadensbildern im Versuch. Grundsätzlich deuten sämtliche Modelle in jedem Versuch die Ausbildung eines Stanzkegels an. Darüber hinaus ist auffällig, dass in sämtlichen Simulationsmodellen Schäden entlang der rückseitigen Biegebewehrung zu beobachten sind, welche sich bei den Versuchsplatten in dieser Form nicht finden. Weiterhin ist an den Querschnitten erkennbar, dass mit dem RHT-Modell und insbesondere dem K&C-Modell größere geschädigte Bereiche und größere Stanzkegelsverschiebungen berechnet werden. Dies wird insbesondere für Versuch X5 ohne Bügelbewehrung (vgl. Abb. 7.8) deutlich. Bezüglich der Studie zum Einfluss der Form der Bügelbewehrung (vgl. Abb. 7.9 bis Abb. 7.11) ist kein nennenswerter Einfluss in den Simulationen erkennbar. Es hat den Anschein, dass in Versuch X7 eine erhöhter Betonauswurf zu verzeichnen ist. Dies dürfte allerdings auf das Sägen der Stahlbetonplatte nach dem Versuch zurückzuführen sein. Die Versuche X6 – X8 sind insbesondere auch im Hinblick auf die Verschiebungen (vgl. Abschnitte 7.3 und A.2) als gleichwertig in der Antwort der Stahlbetonplatte anzusehen. Es stellt eine offene Fragestellung dar, ab welchem Niveau der Belastung Unterschiede zwischen der Form der Bügelbewehrung auftreten. Weiterhin ist erkennbar, dass eine Reduzierung des Biegebewehrungsgrades (vgl. Abb. 7.12) zu einer höheren Stanzkegelsverschiebung führt. Entsprechend reduziert eine Erhöhung des Biegebewehrungsgrades (vgl. Abb. 7.13) erwartungsgemäß die Stanzkegelsverschiebung. Anhand der Schadensbilder in Versuch X10 ist erkennbar, dass im Vergleich zu X9 eine erhöhte Aktivierung von Biegebewehrung außerhalb des Aufprallbereiches vorliegt. Weiterhin ist erkennbar, dass die Erhöhung des Durchmessers des Projektils in X12 (vgl. Abb. 7.14) bei insgesamt ähnlicher LTF zu einer deutlichen Reduzierung der Schädigung im Vergleich zu X8 führt.

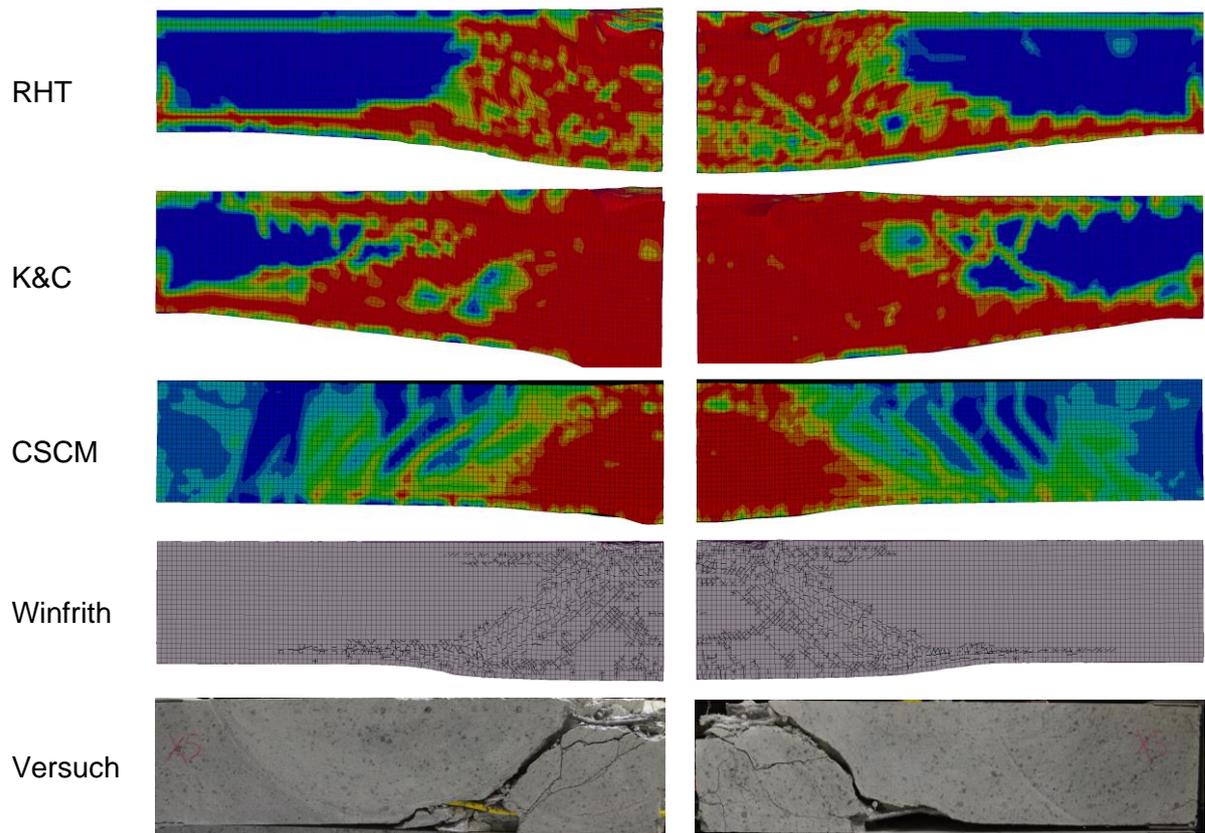


Abb. 7.8 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X5

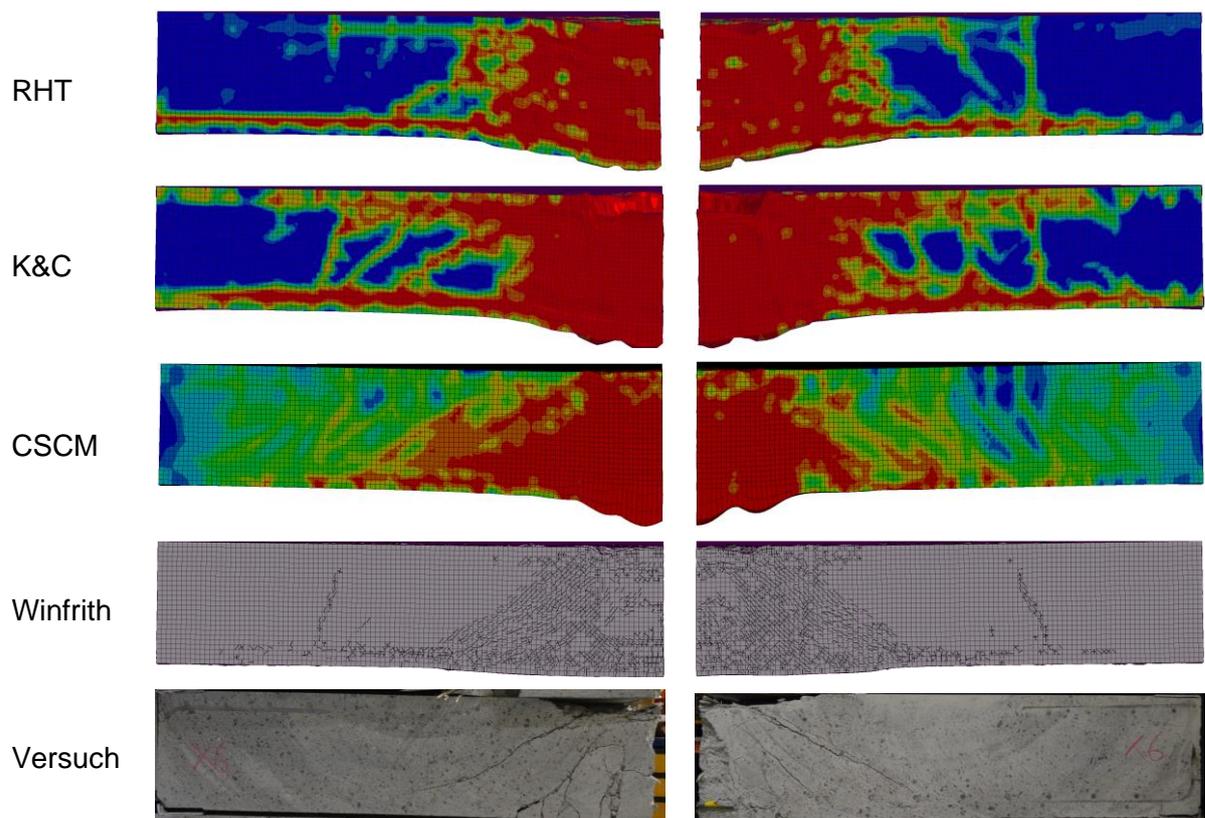


Abb. 7.9 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X6

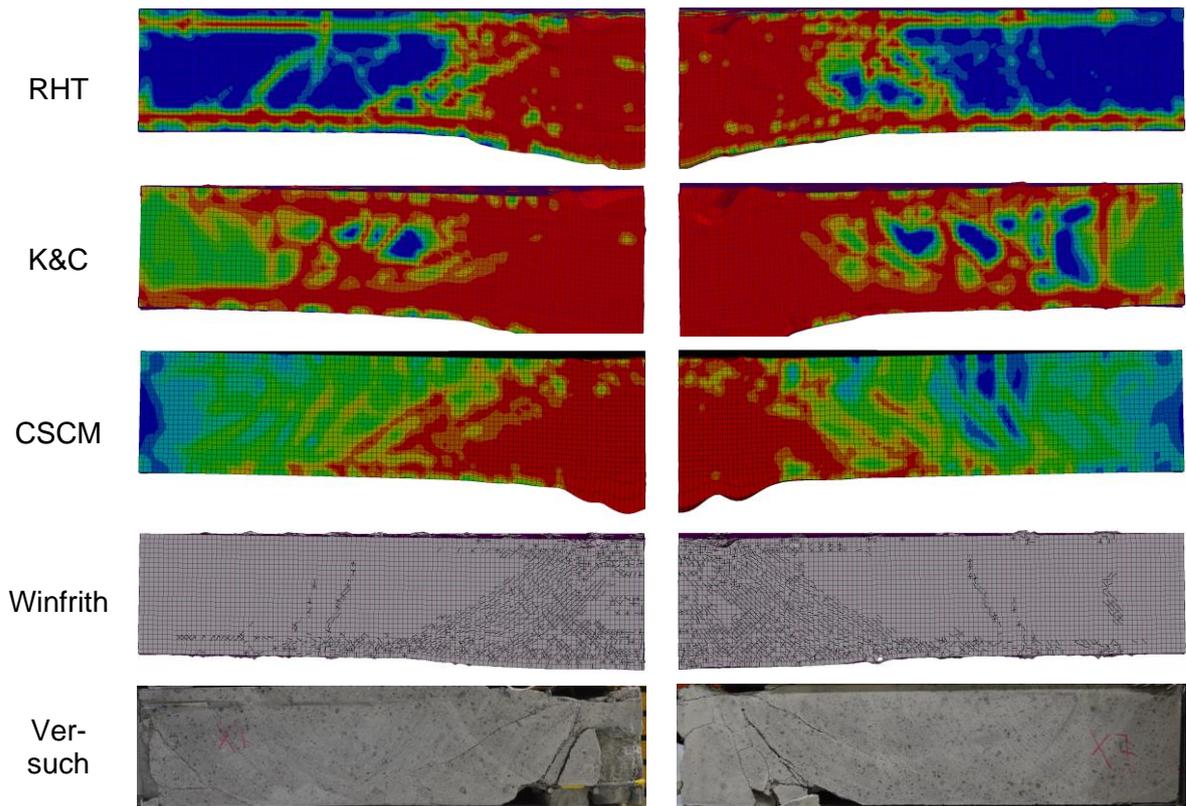


Abb. 7.10 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X7

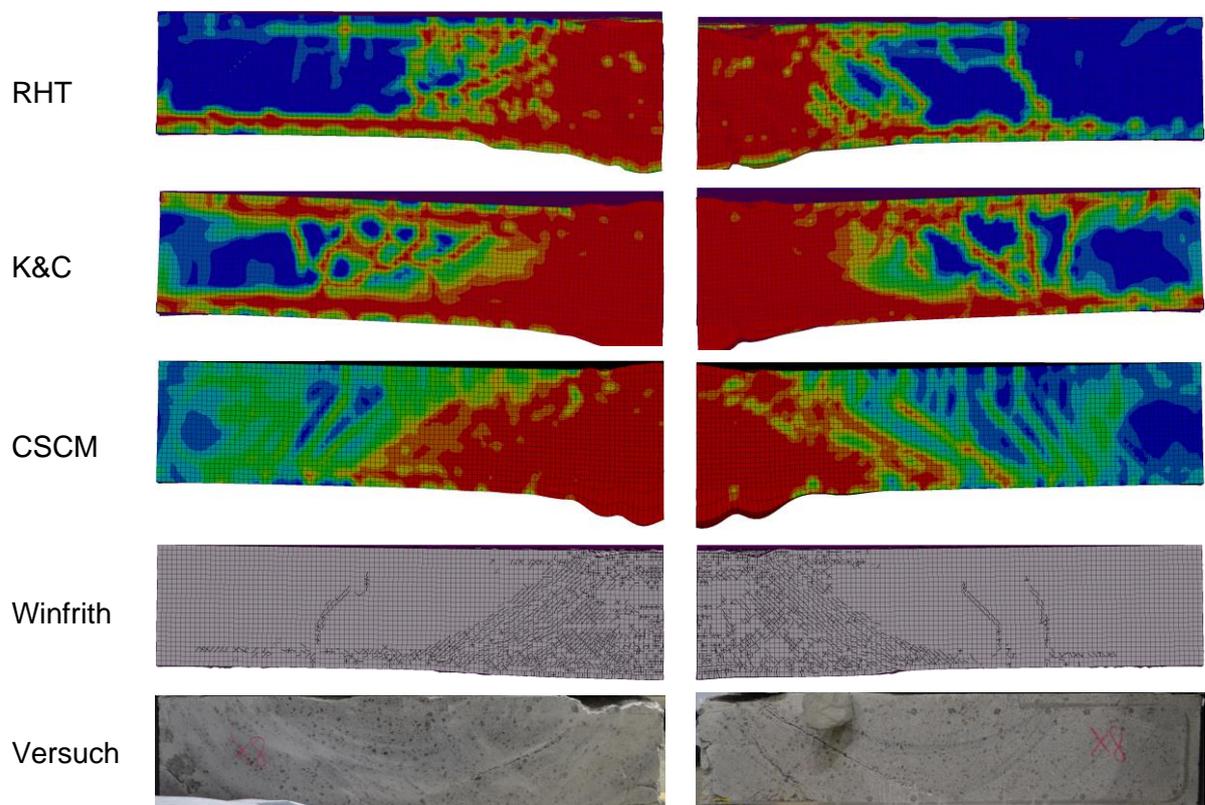


Abb. 7.11 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X8

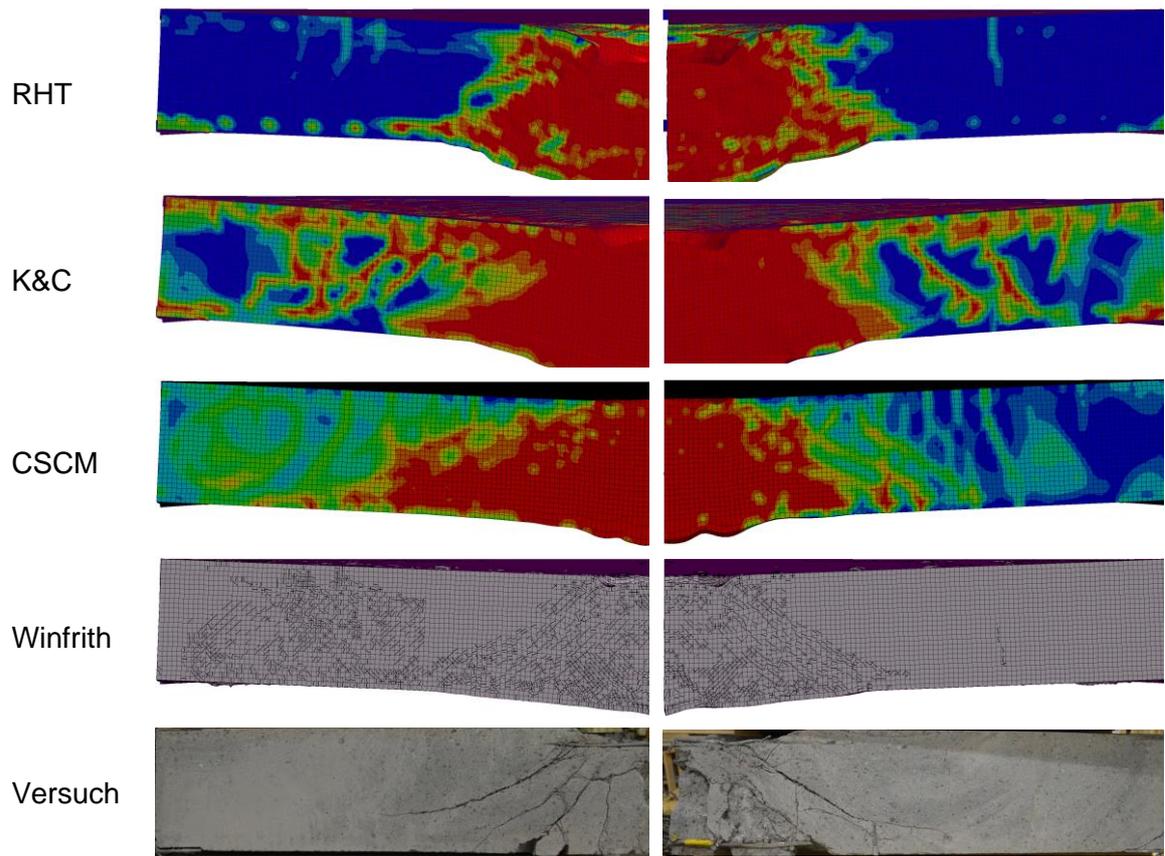


Abb. 7.12 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X9

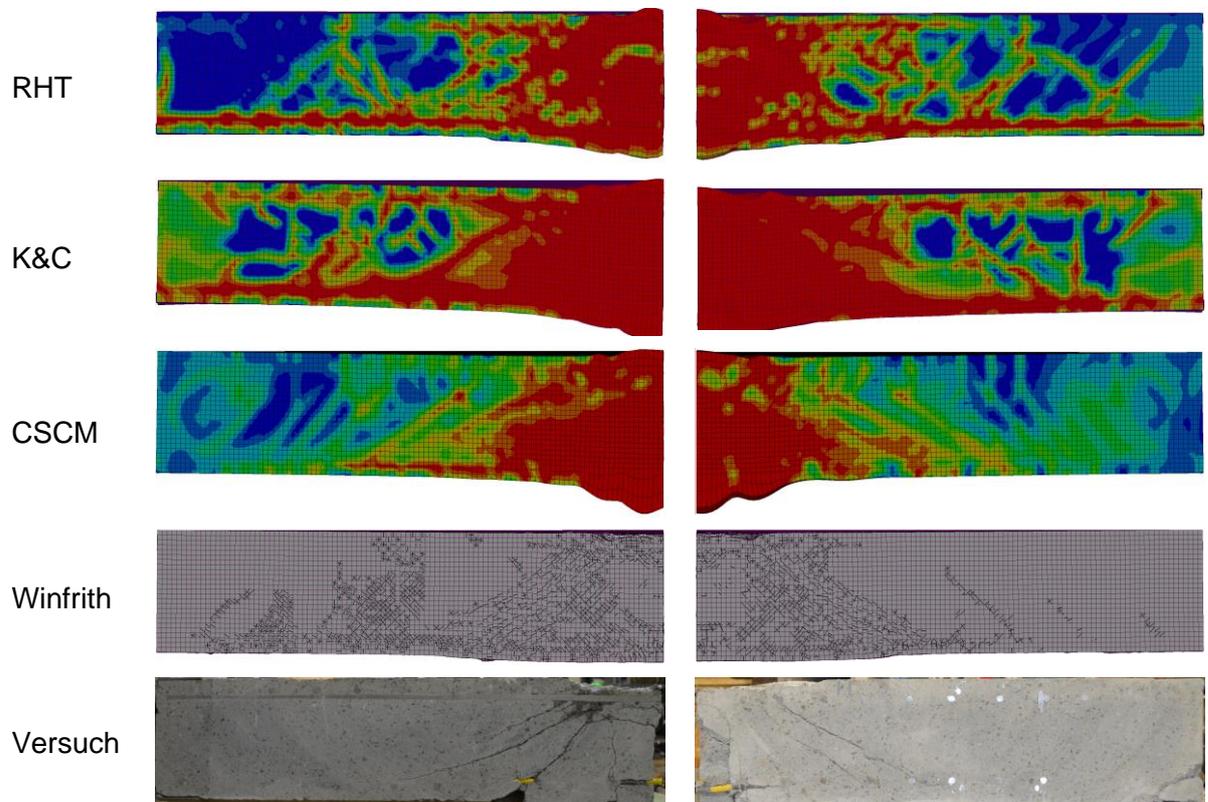


Abb. 7.13 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X10

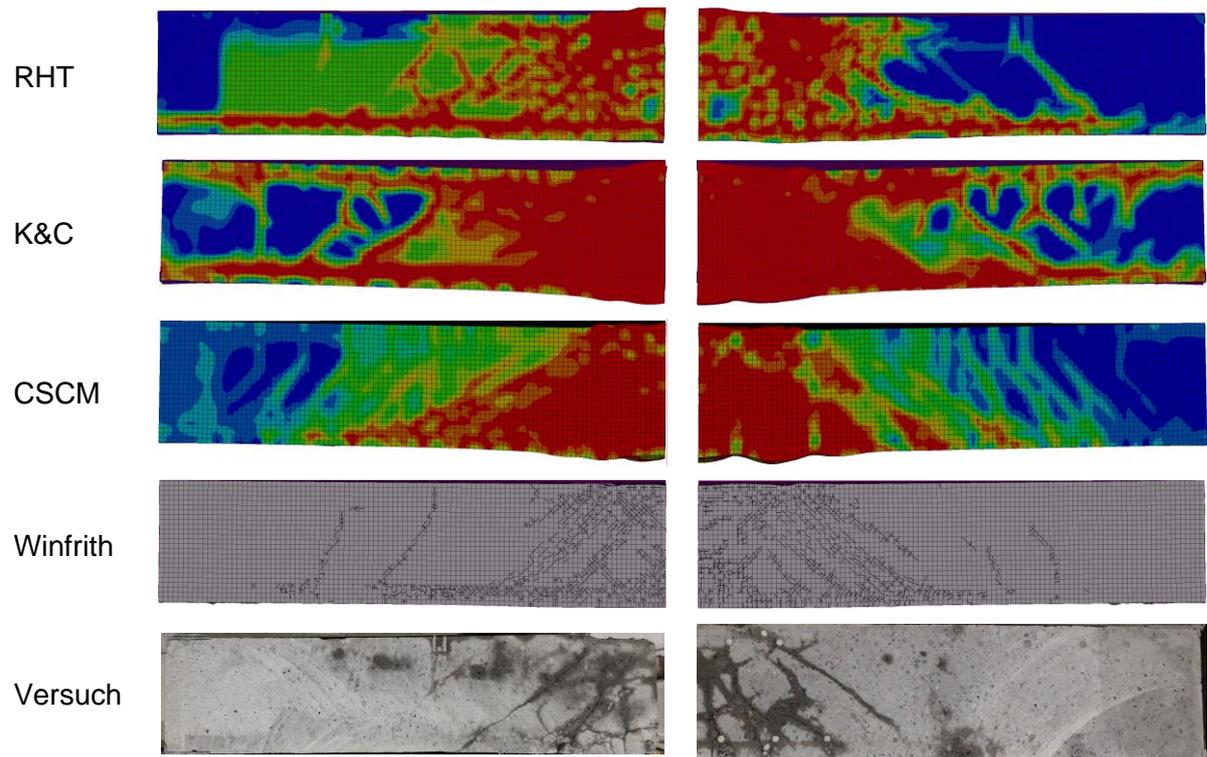


Abb. 7.14 Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X12

7.3 Plattenverschiebungen und Dehnungen der Bewehrung in Versuchen der X-Reihe

In diesem Abschnitt werden maximale Verformungen entlang der Linie der Sensoren D1-D5 (vgl. Abb. 7.7) verglichen. Abb. A.15 und Abb. A.16 zeigen, dass das Winfrith-Modell und teilweise auch das CSCM-Modell die Stanzkegelbildung gut approximieren, während sowohl das RHT-Modell als auch das K&C-Modell diese teilweise deutlich überschätzen. Bezüglich der Verschiebung an D01 ähneln sich die Ergebnisse des RHT- und des K&C-Modells für sämtliche betrachtete Versuche mit Ausnahme von X5. Für diesen reproduziert das Winfrith-Modell das Verschiebungsprofil am besten (vgl. Abb. 7.15). Für die Versuche X6 – X8 (vgl. Abb. 7.16 – Abb. 7.18) ist anhand der Versuchsdaten erkennbar, dass die verschiedenen Bügeltypen einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Verschiebungsfiguren aufweisen. Das Winfrith-Modell reproduziert abermals zufriedenstellend die Verschiebungsprofile. Für X8 ergeben sich sehr gute Ergebnisse mit dem K&C-Modell. Das RHT-Modell und das K&C-Modell prognostizieren für X6 und X7 eine stärker ausgeprägte Stanzkegelverschiebung als für X8. Für eine experimentelle Studie mit erhöhter Belastung würde eine Abhängigkeit der Versuchsergebnisse vom Bügeltyp erwartet werden. Auffällig ist eine Überschätzung der Verschiebung für den Versuch X9 (vgl. Abb. 7.19), wo lediglich mit dem CSCM-Modell eine gewisse Übereinstimmung mit

den Messdaten vorliegt. Ein Vergleich von Verschiebungen an Position D05 (vgl. Abb. A.20) zeigt, dass dieser Sensor in sämtlichen Versuchen außerhalb des Bereiches des Stanzkegels liegt. Die Streuung der Simulationsergebnisse untereinander fällt in diesem Bereich deutlich geringer aus. Das Winfrith-Modell reproduziert in einzelnen Fällen die Versuchsergebnisse bezüglich maximaler Verschiebung recht gut, unterschätzt aber tendenziell die Verformungen im Stanzkegelbereich. Für das CSCM-Modell wird insbesondere an den hohen Frequenzen im Nachschwingverhalten die Unterschätzung der Schädigung deutlich. Bezüglich der Dehnungen der Bewehrung im Bereich des Stanzkegels an DMS B3 (vgl. Abb. A.23) wird deutlich, dass es hier zu gewissen Streuungen der Simulationsergebnisse kommt. Hier werden für X6 – X8 recht gute Ergebnisse mit dem RHT-Modell und dem K&C-Modell erzielt. Für X9 sind ähnlich wie bei den Verschiebungen Abweichungen festzustellen. An der Position von B8 außerhalb des Stanzkegels (vgl. Abb. A.24) werden deutlich geringere Dehnungen gemessen. Diese werden recht zufriedenstellend von sämtlichen Modellen reproduziert. Die Erhöhung des Biegebewehrungsgrades in X10 führt erwartungsgemäß zu einer geringeren Durchbiegung der Platte (vgl. Abb. 7.20), was auch sämtliche Materialmodelle reproduzieren. Dies gilt ebenso für die Erhöhung des Durchmessers des Projektils in X12 (vgl. Abb. 7.21).

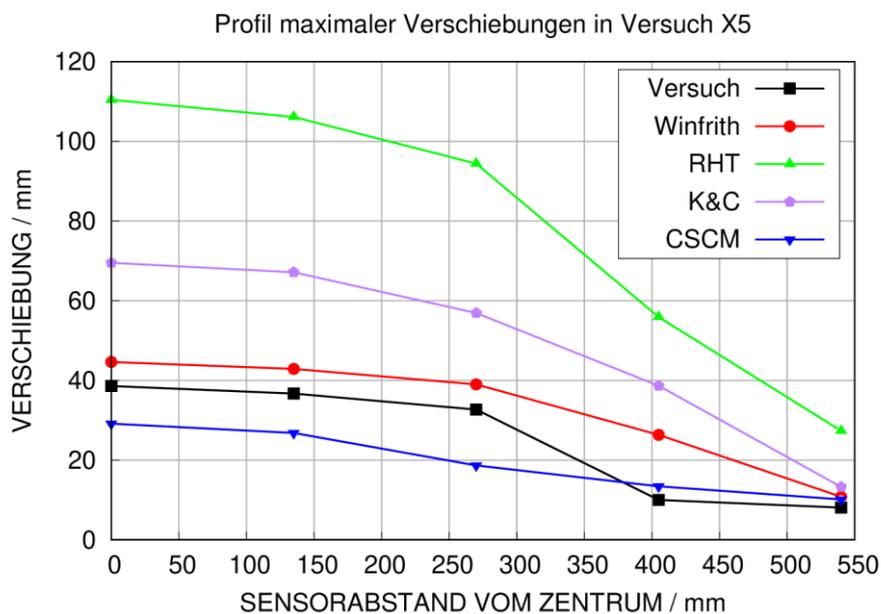


Abb. 7.15 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X5

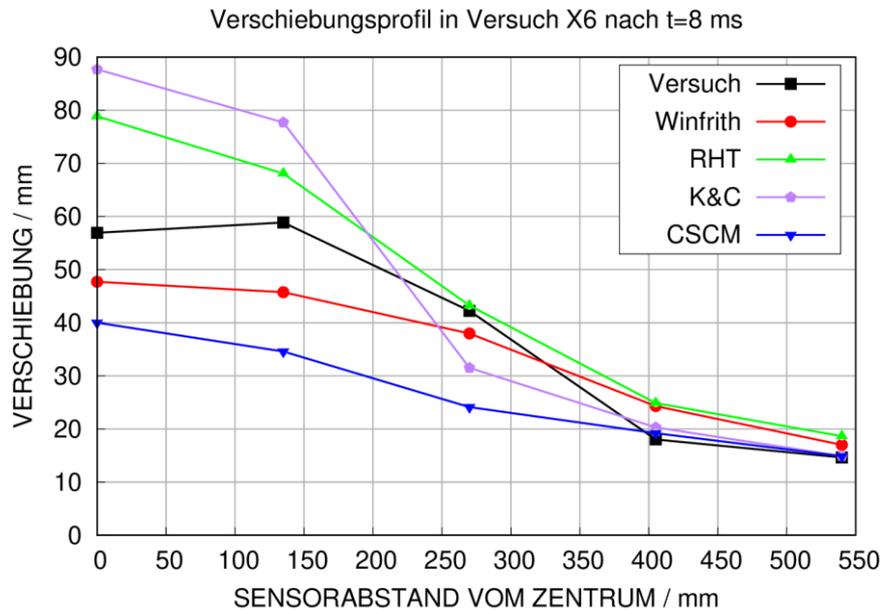


Abb. 7.16 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X6

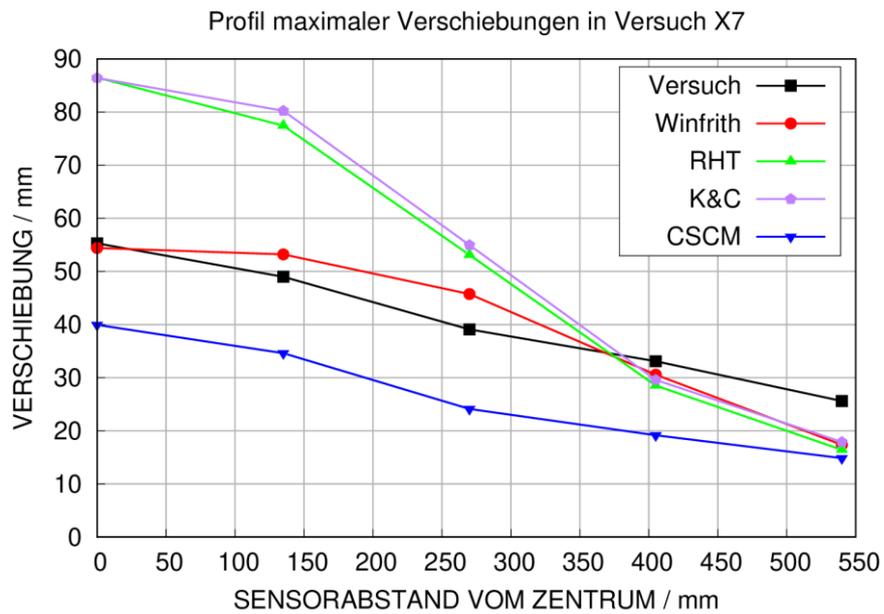


Abb. 7.17 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X7

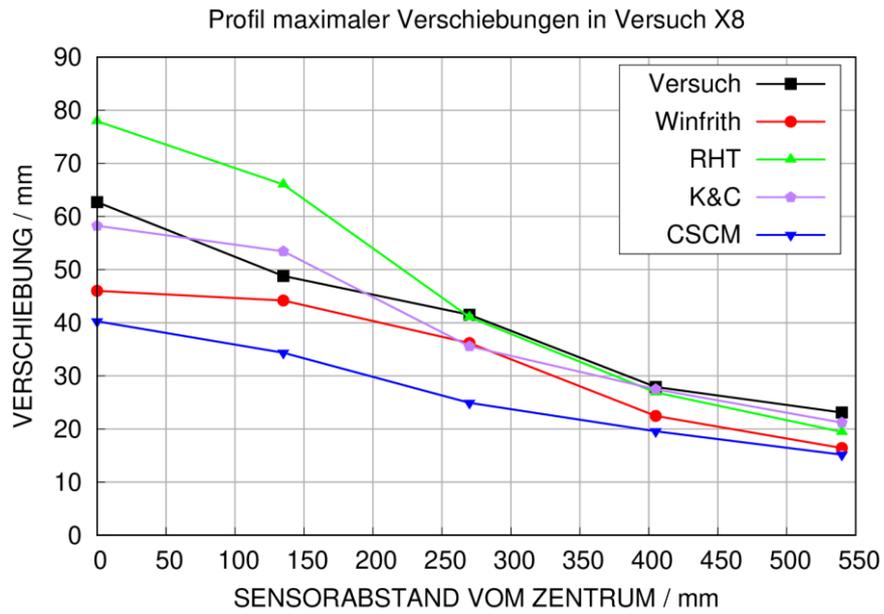


Abb. 7.18 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X8

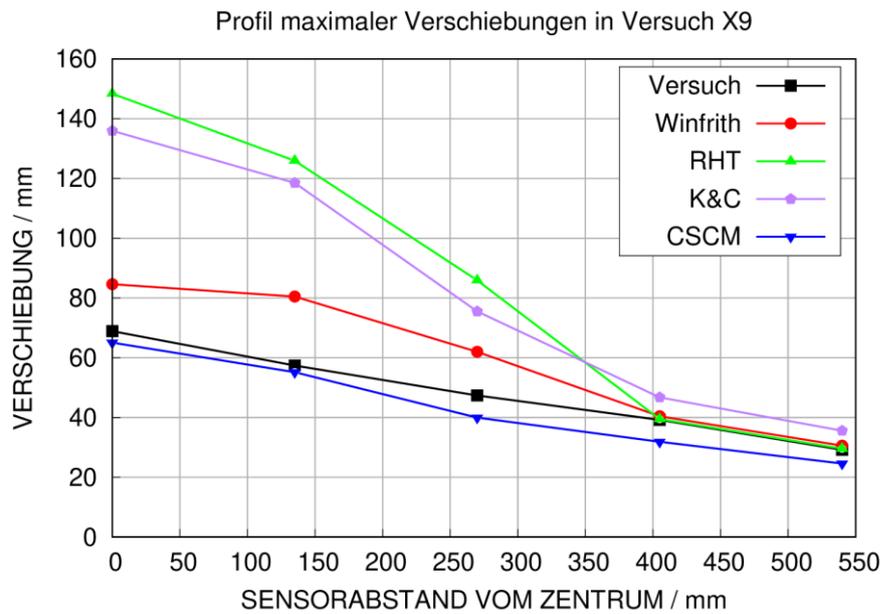


Abb. 7.19 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X9

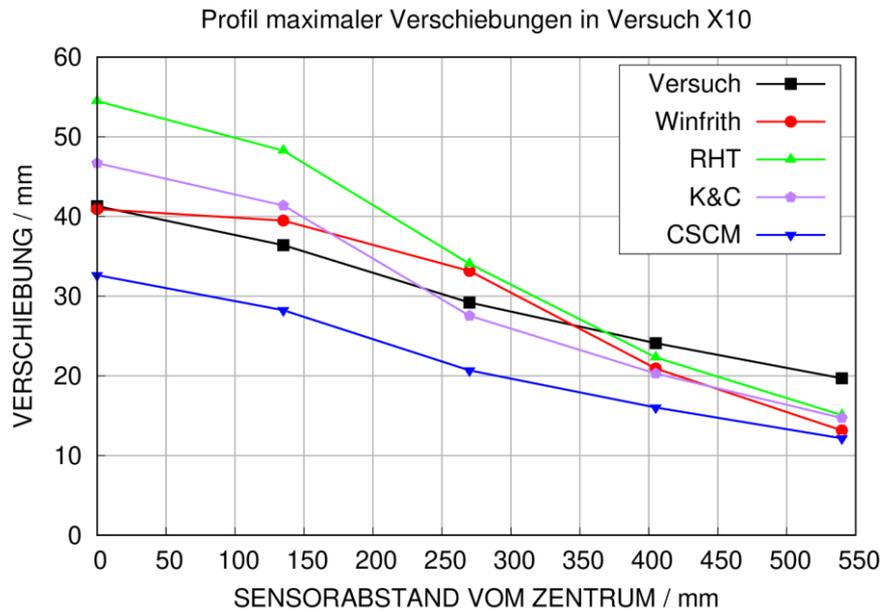


Abb. 7.20 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X10

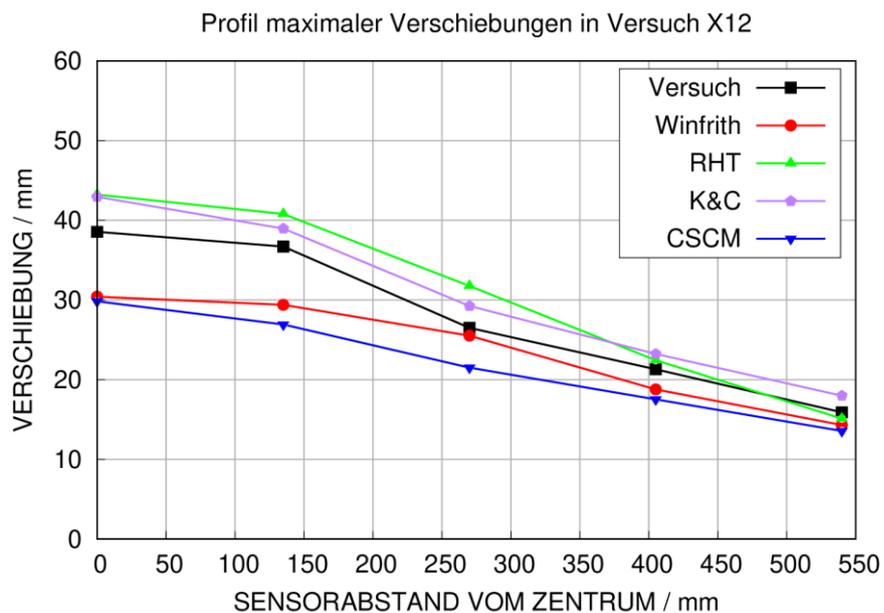


Abb. 7.21 Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X12

7.4 Fazit zu den Analysen der X-Reihe

Es zeigt sich, dass für die gegebenen Aufprallbelastungen die Form der Bügelbewehrung keinen wesentlichen Einfluss auf die Antwort der Stahlbetonplatte aufweist. Eine

Variation des Grades an Biegebewehrung beeinflusst die Stanzkegelverschiebung. Anhand der vergleichenden Studie zur X-Reihe lässt sich kein universell geeignetes Betonmodell ermitteln. Zukünftige Studien sollten sich mit weiteren Optionen zur Kopplung von Beton und Bewehrung befassen. Weiterhin sind bei VTT Versuche zum Maßstabseffekt beim kombinierten Auftreten von Biege- und Durchstanzversagen geplant, welche mit den hier vorgestellten Modellierungsansätzen simuliert werden könnten. Ergänzend sollten Rechnungen mit Massenschwingermodellen (vgl. /GRS 16/, /DIS 19/) auf die hier vorgestellten Versuche der X-Reihe ausgedehnt werden. Eine detaillierte Ermittlung der Schädigung im Plattenquerschnitt erfordert allerdings die dreidimensionale Modellierung.

Die vorangegangenen Versuche der X-Reihe X3 und X4 wurden bereits im Rahmen des Vorhabens RS1509 simuliert. In Versuch X4 wurde die Perforation der Platte mit einem Rechenmodell korrekt vorhergesagt, in welchem die Kopplung über gemeinsame Knoten erfolgte. Es zeigte sich, dass das im Rahmen von SimSEB neu erstellte Modell hierzu nicht in der Lage ist. Zukünftige Arbeiten sollten daher die Option *Constrained_Beam_in_Solid hinsichtlich dieses Defizits weiter erproben.

8 Verhalten von Stahlbetonstrukturen beim Aufprall von Turbinen

8.1 Überblick über die Versuchsreihen von Sugano et al.

In diesem Abschnitt wird ein Überblick über Reihen von Aufprallversuchen vermittelt, welche bei CRIEPI, Kobori und SNL durchgeführt wurden. Als Quellen stehen die Veröffentlichungen /SUG 93b/ und /SUG 93a/ und zusätzlich SMiRT-Beiträge (/MUT 89/, /MUT 89/) zur Verfügung. Die wesentlichen Parameter der Großversuche sind in Tab. 8.1 aufgeführt. Den wesentlichen Versuchsparameter stellt die Plattendicke dar. Bei den Versuchen wurde der Volumenanteil von Bewehrungsstahl konstant gehalten, so dass sich die Abstände zwischen den Stäben für dickere Platten reduzieren. Die Lateraldimensionen der Platten betragen jeweils 7 m, wobei die Lagerung jeweils an den vier Ecken erfolgt.

Tab. 8.1 Wesentliche Versuchsparameter ausgewählter Versuche von Sugano

Nr.	Projektilyp	v ₀ /m/s	M/kg	Plattendicke/ m	Stababstand / mm	Ergebnis (Plattenrückseite)
L1	GE-J79	205	1764	0,9	256	Beinahe-Perforation
L2	GE-J79	226	1734	1,15	200	Scabbing
L3	GE-J79	215	1781	1,35	170	Beinahe-Scabbing
L4	GE-J79	215	1767	1,6	144	Radiale Risse
L5	LED	214	1463	1,6	144	Radiale Risse

Einen Überblick über die Dimensionen der verwendeten Stoßkörper gibt Abb. 8.1. In den Versuchen L1 – L4 kam ein reales Triebwerk vom Typ GE-J79 zum Einsatz, wobei die Nachbrennersektion durch eine 50 mm dicke Stahlplatte ersetzt wurde. In L5 wurde für Vergleichszwecke ein Projektil mit einer vereinfachten Modellgeometrie (LED-Large Engine Deformable) verwendet.

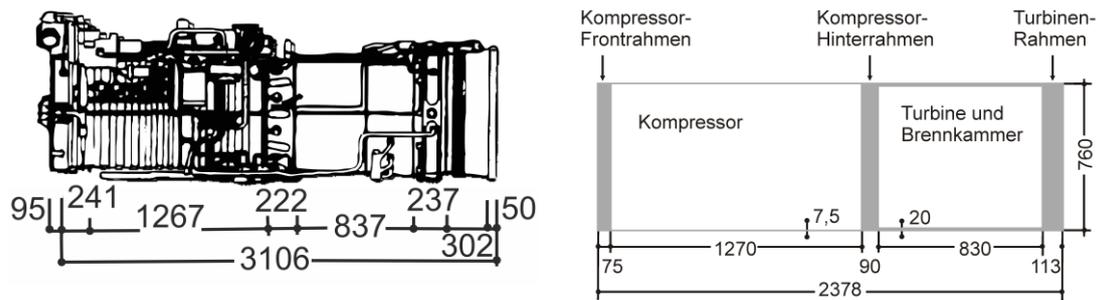


Abb. 8.1 Skizze des GE-J79 Stoßkörpers sowie Dimensionen des LED-Modells nach /SUG 93b/, Bemaßungen in mm

8.2 Simulation der Großversuche von Sugano et al.

Für die Modellerstellung des Stoßkörpers wurden zum einen Explosionszeichnungen aus /USA 65/ verwendet, welche sich als wichtigste Quelle zur Erfassung der Geometrie herausstellten. Zusätzliche Informationen konnten durch Vorortmessungen in der Flugausstellung Hermeskeil sowie aus Werkstattvideos /JET 19/ gewonnen werden. Abb. 8.2 zeigt ein Schnittbild des im Rahmen des Vorhabens erstellten Analysemodells für das Rechenprogramm LS-DYNA. Die Vernetzung erfolgte über insgesamt 344.700 vollintegrierte Schalenelemente (LS-DYNA Elementtyp 16). Insgesamt weist das Modell 103 Einzelteile auf, deren Verbindung entweder über gemeinsame Knoten oder über Klebekontakte erfolgte.

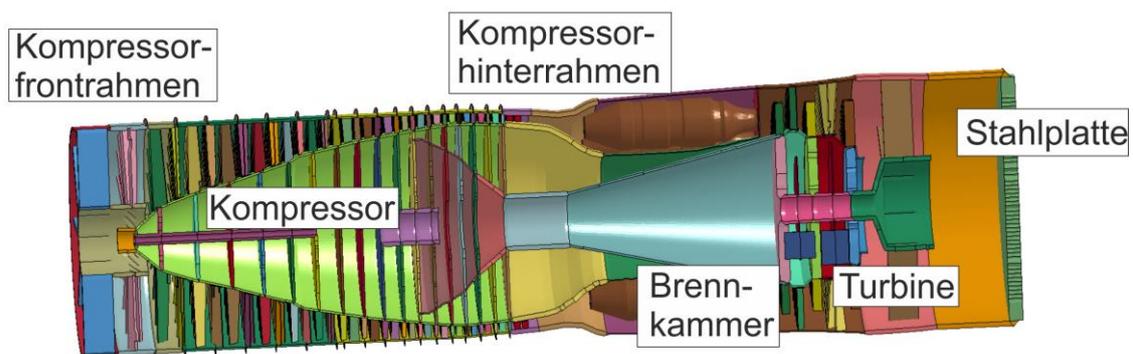


Abb. 8.2 Schnittbild des Stoßkörpermodells für ein Triebwerk des Typs GE-J79

Ein anderes in der Literatur vorgestelltes Modell /SIE 15/ enthält auch die Nachbrennersektion und basiert ebenfalls auf Vorortmessungen. Eine weitere Modellgeometrie in /CHE 18/ weicht insbesondere im Bereich des Kompressors deutlich von den im Rahmen von SimSEB verwendeten Geometriedaten ab. Anhand der in /SUG 93a/ angegebenen Massenbelegung (vgl. Abb. 8.3) wurde eine Gesamtmasse von 1945 kg ermittelt.

Im Vergleich hierzu ist die Massenverteilung des GRS-Rechenmodells räumlich feiner aufgelöst, so dass z. B. die Positionen einzelner Elemente der Kompressorstufen und der Turbinenstufen in Abb. 8.3 erkennbar sind. Für das Rechenmodell wurde die Massenbelegung derart angepasst, dass die Gesamtmasse 1767 kg beträgt. Dieser Wert entspricht den tabellierten Angaben (vgl. Tab. 8.1) aus /SUG 93b/ für Versuch L4. Anhand der Massenverteilung ist auch erkennbar, dass gewisse geometrische Parameter nicht konsistent mit den zur Verfügung stehenden Zeichnungen des Triebwerks sind. So ist beispielsweise eine Abweichung an der Position der abschließenden Stahlplatte erkennbar.

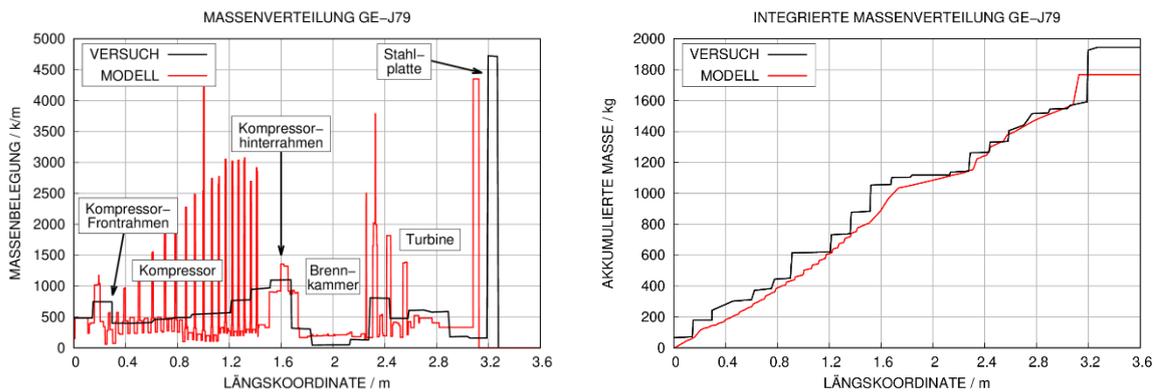


Abb. 8.3 Kalibrierung der Massenverteilung für das Stoßkörpermodell für ein Triebwerk des Typs GE-J79

Sowohl das reale Triebwerk als auch die LED-Geometrie wurden im Rahmen von statischen Kompressionsversuchen untersucht /SUG 93a/. Abb. 8.4 zeigt einen Vergleich der Daten mit Ergebnissen statischer Kompression der Modelle. Es wird deutlich, dass die Modellgeometrie höhere Berstlasten aufweist als die reale Triebwerksstruktur. Bezüglich der Energieaufnahme sind die Unterschiede geringer. Diese Effekte werden von den Simulationsmodellen reproduziert. Es ist weiterhin erkennbar, dass es für das reale Triebwerk nach ca. 75 cm Berstlänge zu Abweichungen kommt. Diese Länge entspricht in etwa der Länge der Brennkammer, welche in den Simulationsrechnungen der statischen Kompression als erstes verformt wird. Für die Versuche ist nicht dokumentiert, in welcher Reihenfolge und an welchen Positionen die Beulvorgänge auftreten. Es ist darauf hinzuweisen, dass für das Aufprallszenario die einzelnen Sektionen in einer im Vergleich zur statischen Kompression abweichenden Reihenfolge verformt werden. Hier kommt es als erstes zu Verformungen im Bereich der zuerst aufprallenden Sektionen. Insofern müssen sich Unterschiede hinsichtlich der statischen Kompression nicht zwingend auf die Belastung im Aufprallszenario auswirken.

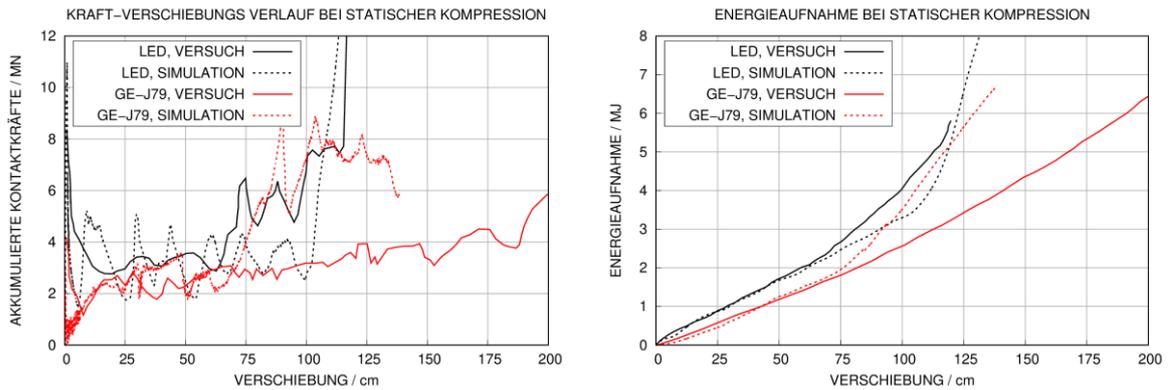


Abb. 8.4 Ergebnisse statischer Kompression der Projektile der Sugano-Versuche

Der Vergleich von Stoßkräften und Impulsüberträgen erfolgt in Abb. 8.5. Hierbei wurden die Versuchsdaten aus /SUG 93a/ durch Verzögerungen des Projektilhecks in Versuch L4 ermittelt. Die Simulationsergebnisse stimmen zufriedenstellend mit den Versuchsdaten überein. Insbesondere ergibt sich eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Impulsüberträge. Hierbei wurden neben den Kontaktkräften der Simulation zu Versuch L4 auch Ergebnisse einer Simulation mit einem starren Target aufgenommen. Es ergeben sich für die Simulation mit starrem Target geringfügig höhere Kontaktkräfte, so dass es sich um einen teilweise harten Stoß handelt. Nennenswerte Unterschiede zwischen Versuchsdaten und Simulationsergebnissen ergeben sich während des Berstens des hinteren Kompressorrahmens zwischen etwa 6 ms und 7 ms. Das sich anschließende Bersten der Brennkammer erfolgt in den Versuchsdaten um ca. 1 ms zeitverzögert gegenüber den Simulationsergebnissen.

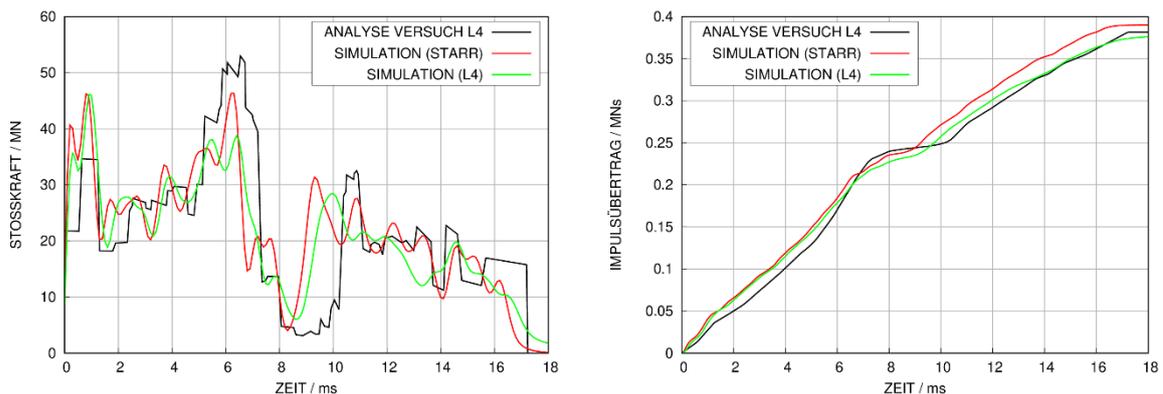


Abb. 8.5 Ergebnisse Stoßkraft und Impulsübertrag in den Sugano-Versuchen

Weiterhin stehen Zeitverläufe der Geschwindigkeit der Stahlplatte am Heck des Stoßkörpers zur Verfügung, welche in Abb. 8.6 mit Simulationsergebnissen verglichen werden. Bezüglich der Stoßdauer stimmen die Ergebnisse zufriedenstellend überein. Auch

anhand dieser Daten werden gewisse Unterschiede ab dem Aufprall des hinteren Kompressorrahmens deutlich. Weiterhin zeigt Abb. 8.6 das vollständig deformierte Modell zum Ende der Simulation. In den Versuchen wurde konsistent mit dem Simulationsergebnis ebenfalls eine vollständige Deformation bei einer geringen Restlänge ausgewiesen.

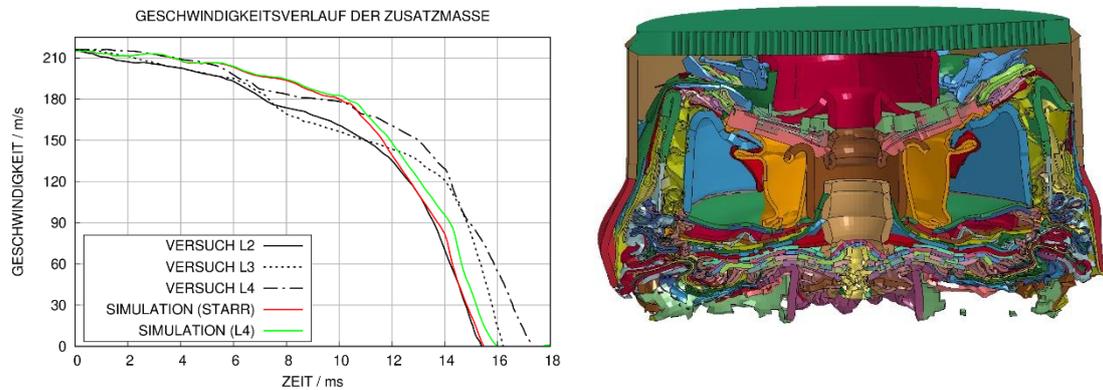


Abb. 8.6 Ergebnisse Geschwindigkeitsreduktion und Verformungszustand des Projektils in der Simulation zu Sugano-Versuch L4

Die Simulationen mit LS-DYNA erfolgten mit dem in Abb. 8.7 dargestellten Analysemodell. Als Auflagerbedingung erfolgte eine Gleitlagerung auf Front- und Rückseite auf den Stahlplatten an den Ecken. Der Abstand der Lager beträgt hierbei etwa 5,4 m. Das Betonverhalten wurde mit dem RHT-Modell beschrieben. In dieser Studie wurden Bewehrung und Beton über die Option *Constrained_Beam_in_Solid gekoppelt. Im Hinblick auf Verformungen und Auflagerkräfte kam es zu gewissen Defiziten. Diese konnten aufgrund von Unsicherheiten bezüglich Details der Lagerungsbedingung nicht ausgeräumt werden.

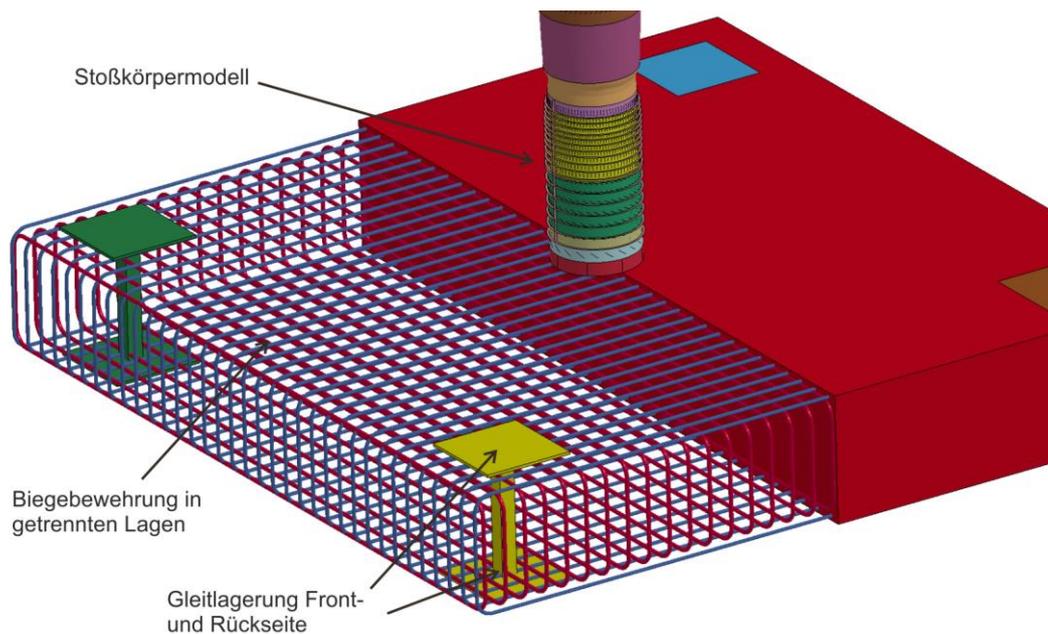


Abb. 8.7 Rechenmodell für LS-DYNA zum Sugano-Großversuch L3

Im Folgenden werden die Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells mit Zeichnungen der Schadensbilder der Versuchsplatten aus /SUG 93b/ verglichen. Für Versuch L1 zeigt Abb. 8.8 die Front- und Abb. 8.9 die Rückseite. Das Projektil durchschlug die Platte nicht vollständig, aber die Platte weist ein sichtbares Loch auf. Zahlreiche Bewehrungsstäbe wurden durchtrennt bzw. stark verformt. Ausgehend davon wird der Schadensmechanismus als Beinahe-Perforation bezeichnet. In der Simulation kommt es zu einer Perforation der Platte mit sehr geringer Restgeschwindigkeit des Projektils. Dies wird auch anhand der Schadensbilder des Querschnittes deutlich (vgl. Abb. 8.18). In den Simulationsrechnungen tritt eine Schädigung entlang der vertikal verlaufenden Bewehrungsstäbe auf. Bei dieser Lage handelt es sich um die oberflächennah liegenden Stäbe. Diese Schädigung ist als numerischer Effekt der Kopplungsmethode anzusehen. Für Modelle mit Kopplung über gemeinsame Knoten tritt eine derartige Schädigung nicht auf.

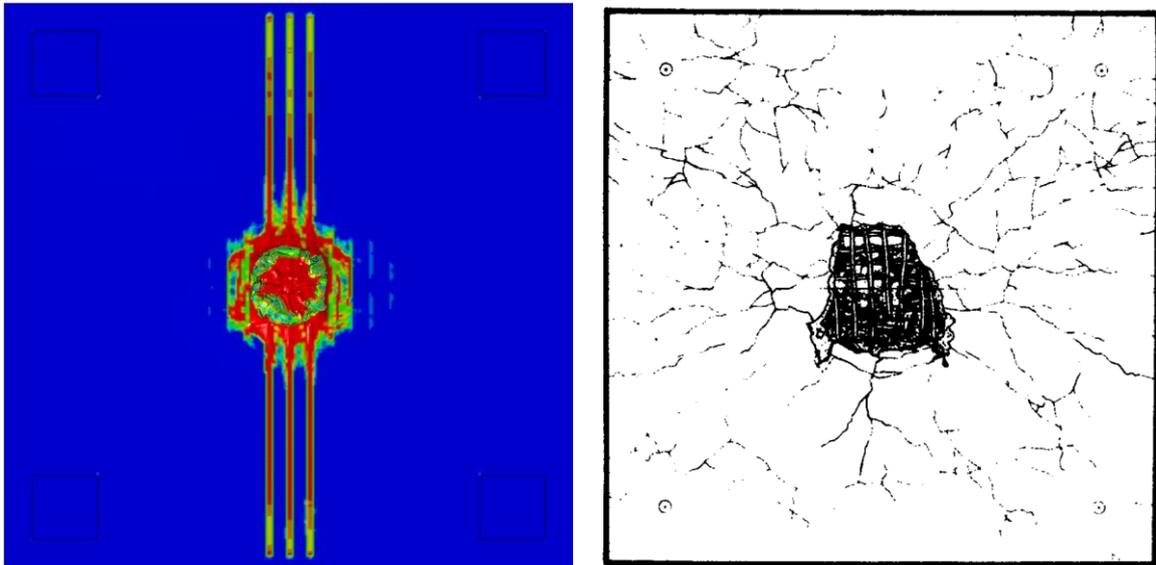


Abb. 8.8 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L1 auf der Frontseite

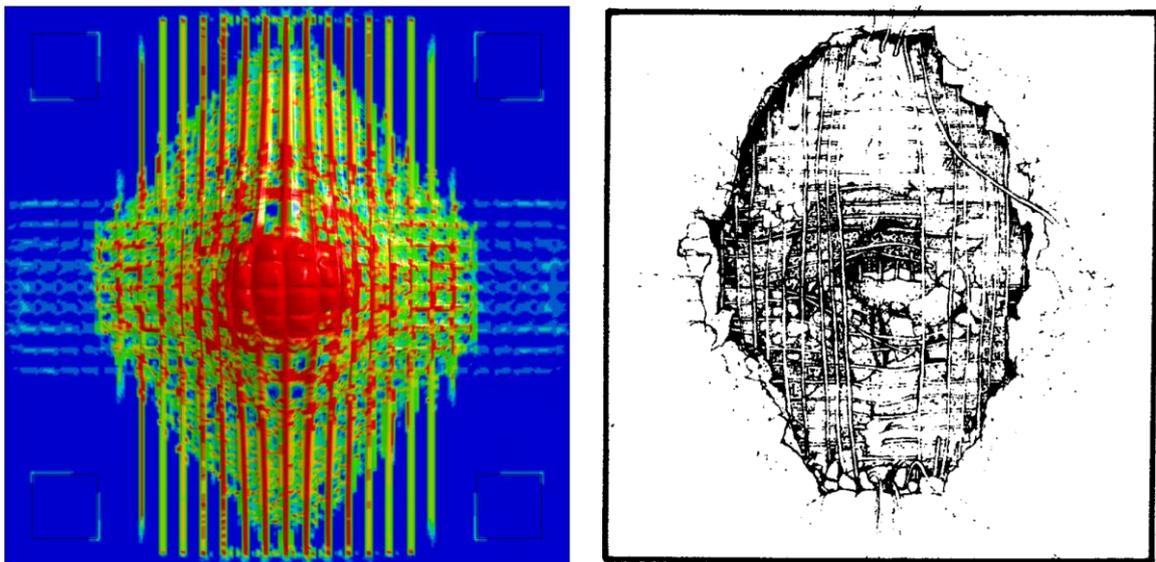


Abb. 8.9 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L1 auf der Rückseite

Für Versuch L2 erfolgt der Vergleich in Abb. 8.10 für die Front- und in Abb. 8.11 für die Rückseite. Das Projektil bildete einen Krater und eine Reihe von radial verlaufenden Rissen auf der Frontseite. Auf der Rückseite kam es zu einem Scabbing, wobei die Abmessungen der betroffenen Fläche ca. 3 m x 4,5 m betragen. In vertikale Richtung wird die Ausdehnung dieser Fläche leicht unterschätzt. Insgesamt reproduziert die Simulation jedoch die genannten Schadensmechanismen qualitativ korrekt. Die Penetration wird auch anhand der Schadensbilder der Querschnitte deutlich (vgl. Abb. 8.18).

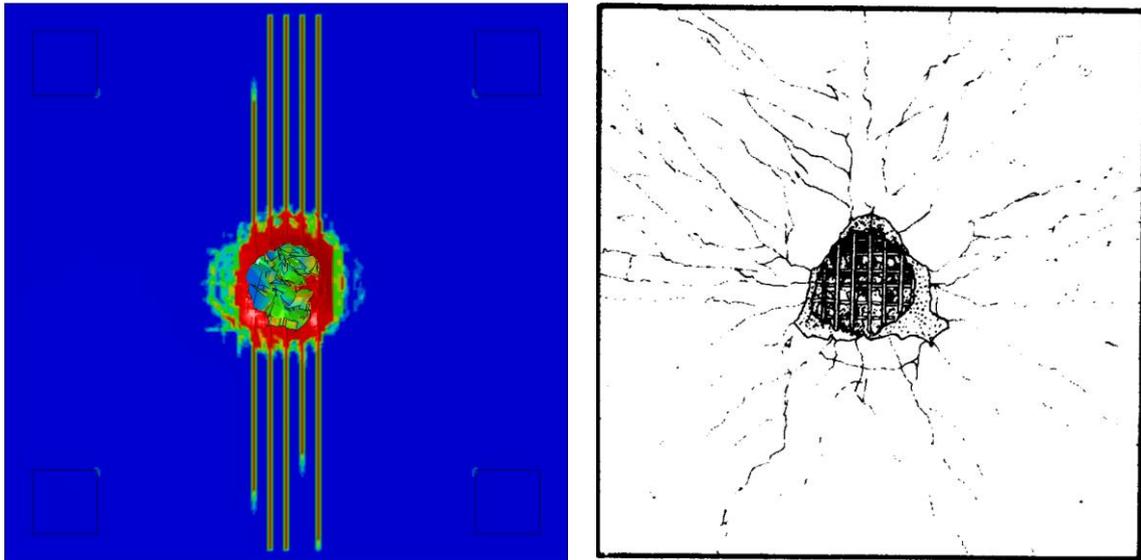


Abb. 8.10 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L2 auf der Frontseite

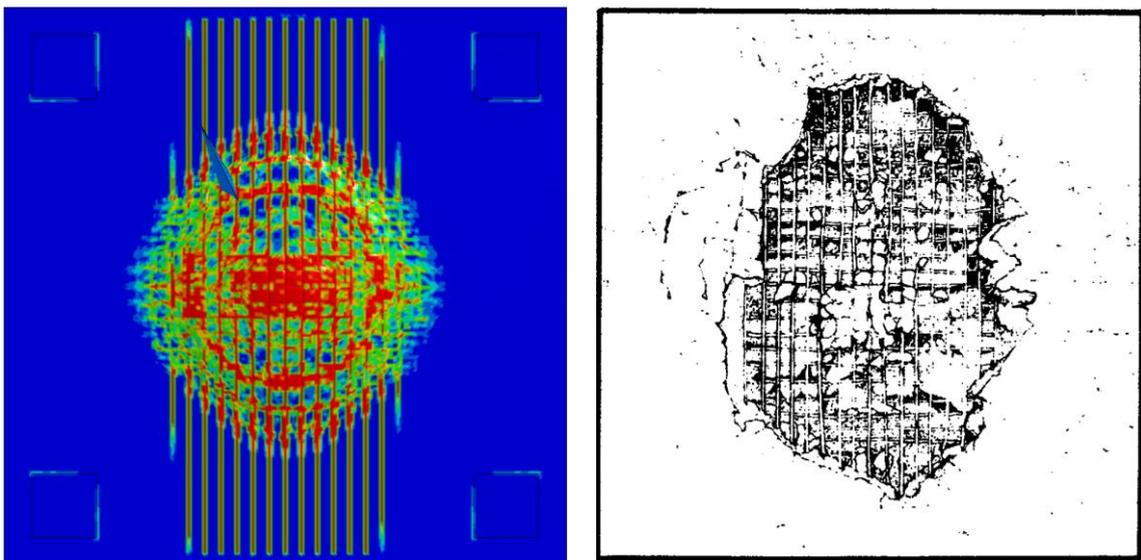


Abb. 8.11 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L2 auf der Rückseite

Für Versuch L3 erfolgt der Vergleich in Abb. 8.12 für die Front- und in Abb. 8.13 für die Rückseite. Die Platte weist rückseitig neben einigen Radialrissen einen deutlich ausgeprägten, nahezu kreisförmigen Riss auf. Dieser deutet die Ausbildung eines Stanzkegels an (vgl. Abb. 8.18). Der Platte ist die Schadensklasse Beinahe-Scabbing zuzuweisen.

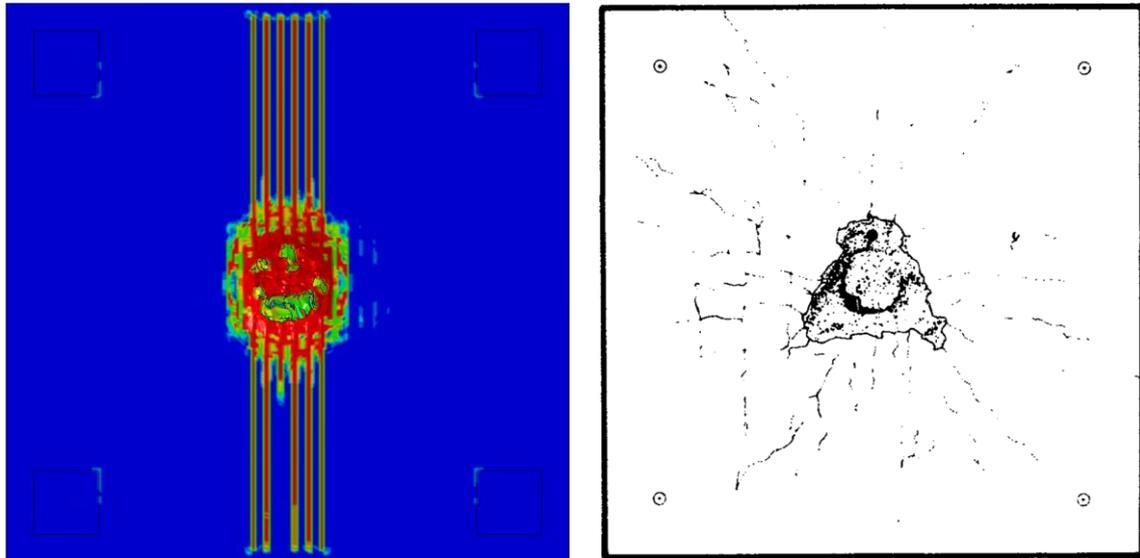


Abb. 8.12 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L3 auf der Frontseite

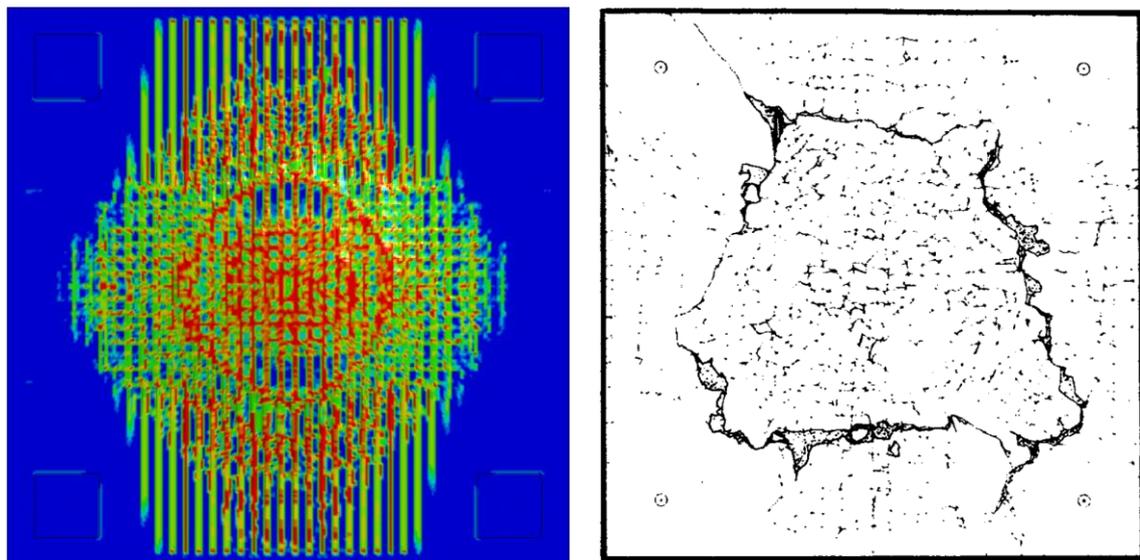


Abb. 8.13 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L3 auf der Rückseite

Für Versuch L4 erfolgt der Vergleich in Abb. 8.14 für die Front- und in Abb. 8.15 für die Rückseite. Das Schadensbild ist dem Schadensbild von L3 recht ähnlich, jedoch in allen Aspekten weniger stark ausgeprägt. Anhand des rückseitigen Rissbildes ist die Ausbildung eines Stanzkegels ersichtlich.

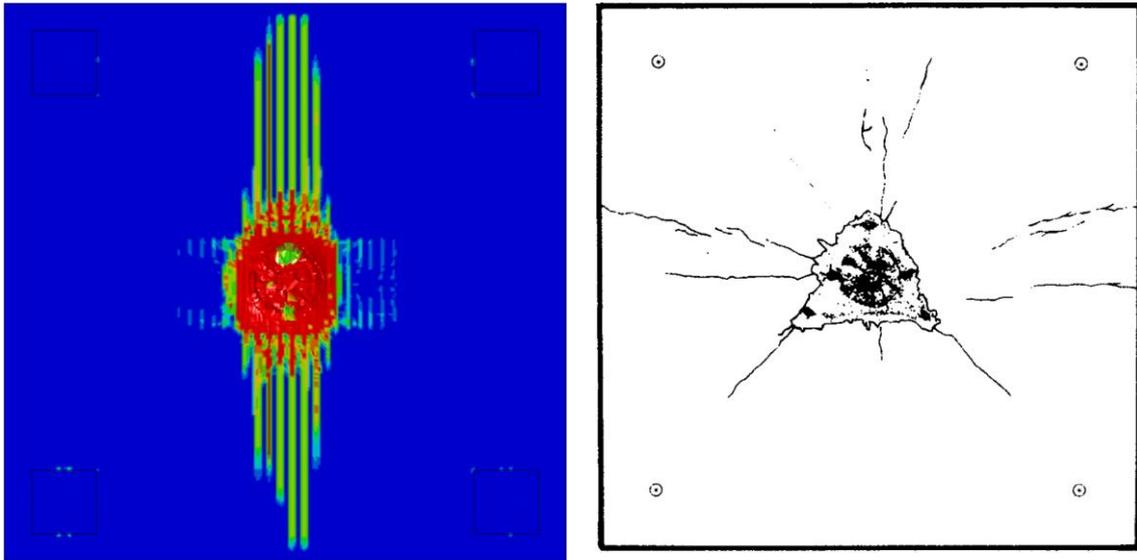


Abb. 8.14 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L4 auf der Frontseite

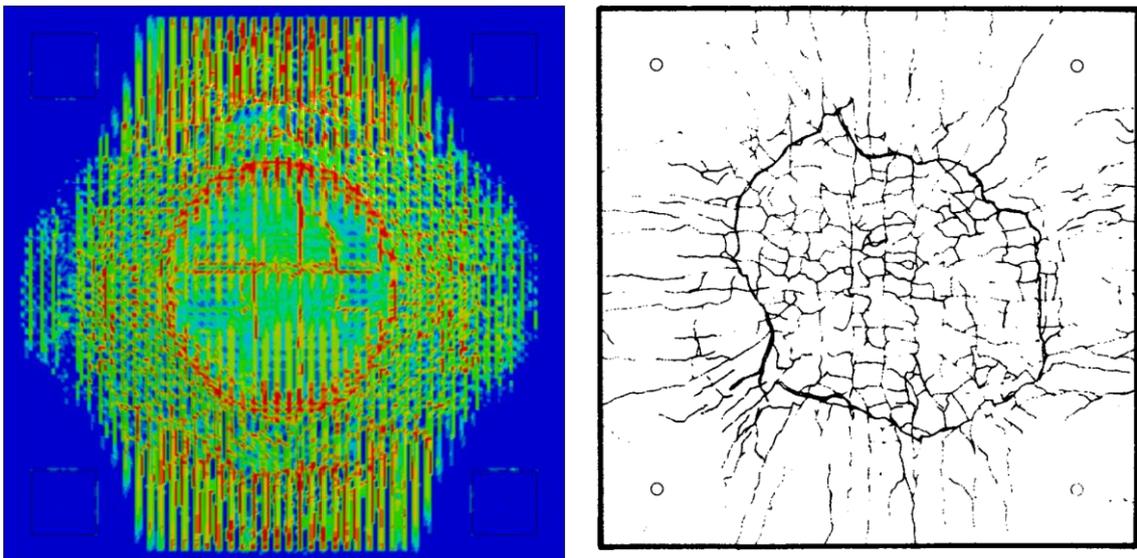


Abb. 8.15 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L4 auf der Rückseite

Der mit dem LED-Projektile durchgeführte Versuch L5 weist in einigen Aspekten des Schädigungsbildes Unterschiede im Vergleich zu L4 auf. Abb. 8.16 vergleicht die Schädigung in Simulation und Versuch auf der Front- und Abb. 8.17 auf der Rückseite. Unterschiede zwischen L4 und L5 bestehen in der Rissverteilung auf der Rückseite. Der einem Stanzkegel zuzuordnende kreisförmige Riss ist in L5 deutlich schwächer ausgeprägt. Ferner fehlt das netzförmige Rissmuster im Inneren dieses kreisförmigen Risses. Stattdessen treten im Wesentlichen radiale Risse auf. Diese Unterschiede werden auch

anhand der Querschnitte (vgl. Abb. 8.18) deutlich. Offenbar kommt es in L5 zu einer stärkeren lokalen Beanspruchung unterhalb der massiven Nase des Projektils und in der Folge zu Unterschieden hinsichtlich der Geometrie des Stanzkegels.

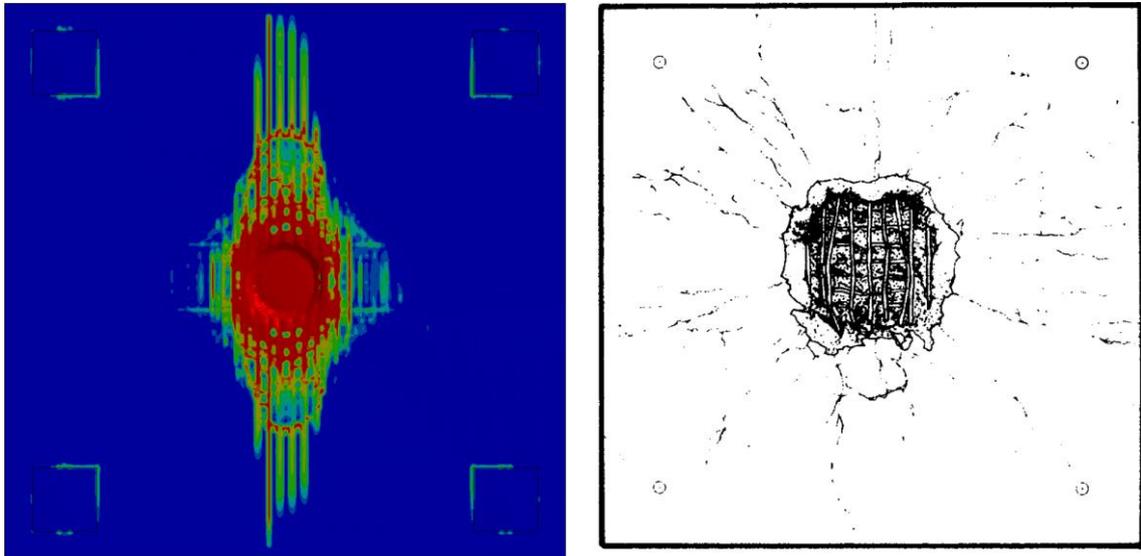


Abb. 8.16 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L5 auf der Frontseite

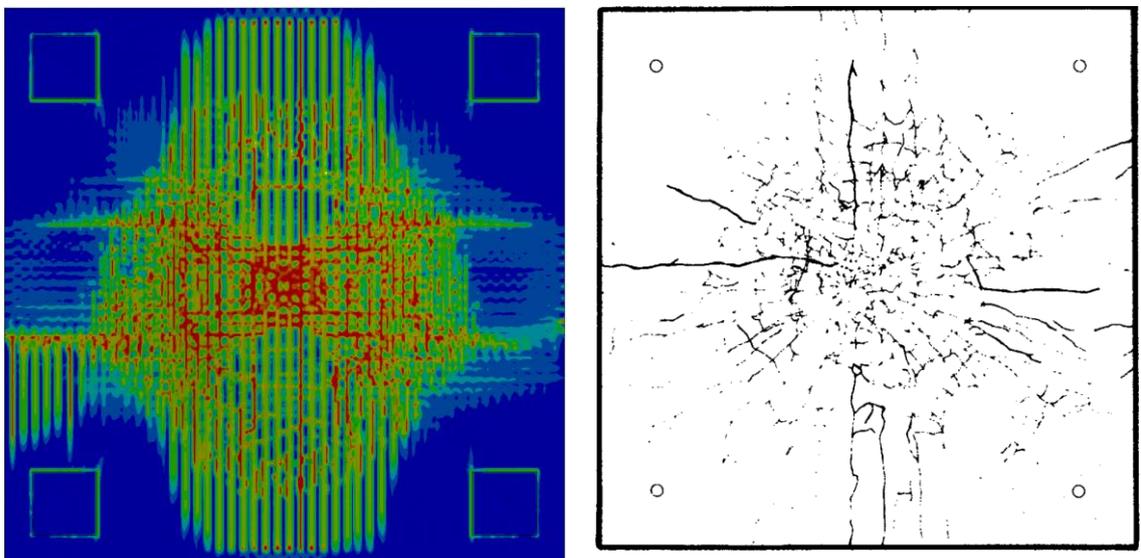


Abb. 8.17 Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L5 auf der Rückseite

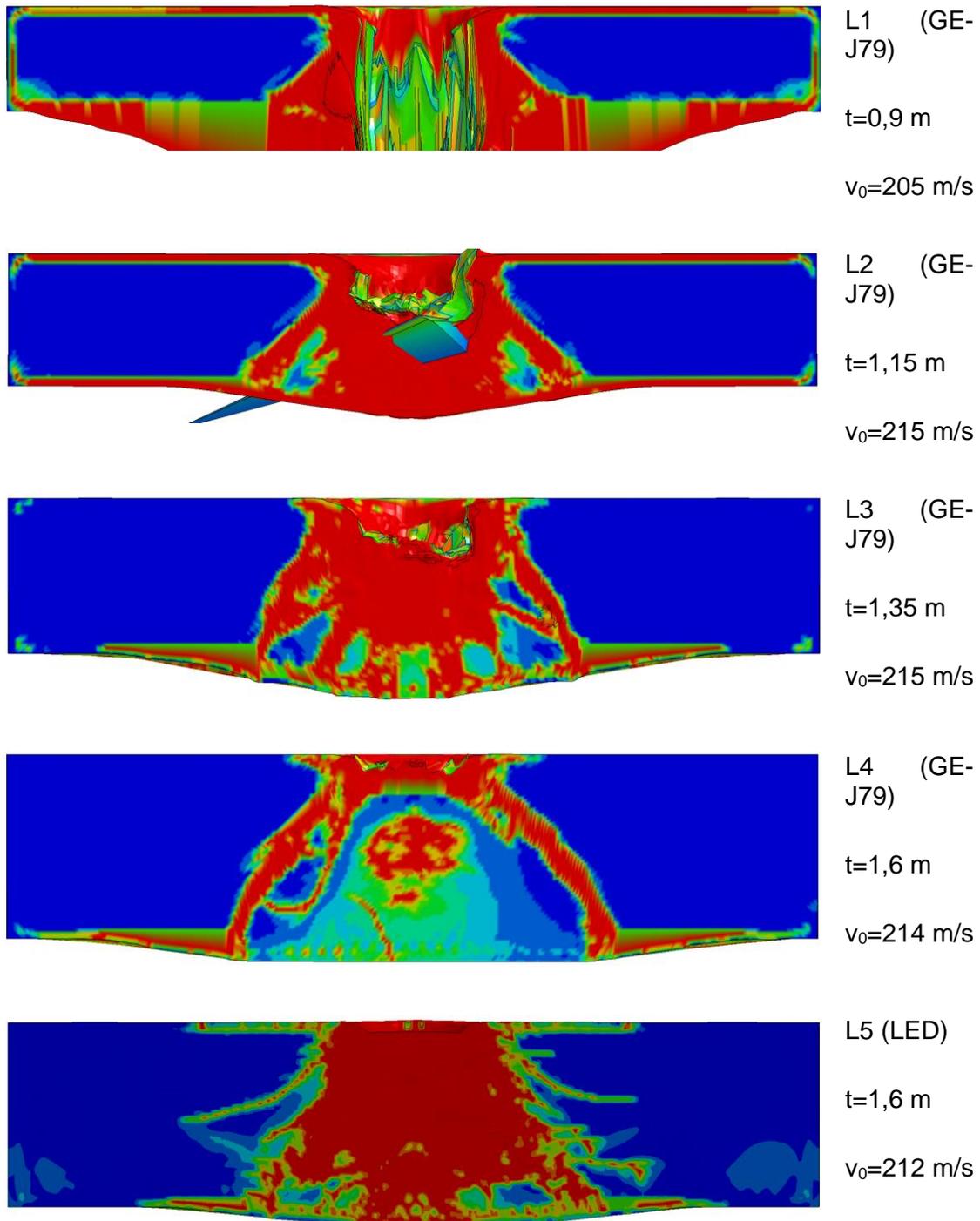


Abb. 8.18 Vergleich der simulierten Schädigungen der horizontalen Querschnitte in den Sugano-Großversuchen L1 – L5

8.3 Fazit zu den Analysen der Großversuche zum Turbinenaufprall

Bezüglich der Schadensmechanismen der Stahlbetonplatten wurden zufriedenstellende Ergebnisse bei der Simulation der Sugano-Großversuche erzielt. Die Güte der LED-Geometrie zur Abbildung der Stoßbelastung des realen GE-J79 Triebwerks lässt sich auf Grundlage lediglich eines Aufprallversuches nicht abschließend bewerten, zumal dieser Aufprallversuch für ein Szenario mit vergleichsweise geringer Plattenschädigung durchgeführt wurde.

Der bei SNL durchgeführte Aufprallversuch mit einem TF-30 Triebwerk /LAW 02/ wurde im Hinblick auf Unsicherheiten bei der Geometrie infolge fehlender Angaben nicht simuliert. Diese Unsicherheiten beziehen sich zum einen auf die Versuchsparameter selbst. Ferner wurden die verfügbaren Explosionszeichnungen /PRW 74/ des Triebwerks als unzureichend für eine Modellerstellung analog zum Stoßkörpermodell des GE-J79 Triebwerks angesehen.

9 Ergebnisse der Teilnahme an der CSNI/WGIAGE-Aktivität IRIS-3

9.1 Einleitung

Im Rahmen des Vorhabens RS1550B beteiligte sich die GRS an der dritten Phase der Aktivität IRIS (Improving the Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles). Diese wurde/wird seitens der WGIAGE des CSNI der NEA unter Federführung von EdF ausgerichtet und ist zum Zeitpunkt der Berichtslegung noch nicht abgeschlossen. Das Ziel der Aktivität besteht in einer Benchmark-Analyse von bei VTT durchgeführten Aufprallversuchen zur Thematik der induzierten Erschütterungen. IRIS-3 stellt die Fortführung der Aktivitäten IRIS_2010/NEA 12/ und IRIS_2012/NEA 14/ dar, in denen ebenfalls bei VTT durchgeführte Aufprallversuche im Rahmen von Benchmark-Aktivitäten untersucht wurden. IRIS-3 gliedert sich in eine Blind- und eine Postphase. In der Blindphase wurden von den Teilnehmern des Benchmarks Analysen ohne Kenntnisse der Versuchsergebnisse durchgeführt. Im Rahmen der Postphase bestand die Möglichkeit zur Modellanpassung nach der Bereitstellung der Versuchsergebnisse. Der Versuchskörper sowie die Versuchsdurchführung werden in der Problembeschreibung /EDF 18/ sowie in /VTT 19b/ beschrieben. Im Rahmen von IRIS-3 wurden insgesamt drei Teilversuche (Va, Vb, Vc) durchgeführt, in denen jeweils derselbe Versuchskörper durch den Aufprall eines deformierbaren Projektils belastet wird. Zusätzlich stehen Daten für einen vierten Versuch (Vd) am gleichen Versuchskörper zur Verfügung, welcher im Rahmen von Phase III des VTT-IMPACT-Projektes durchgeführt wurde.

9.2 Berechnung von Antwortspektren

Antwortspektren von Zeitsignalen werden anhand der Bewegungsgleichung (9.1) des harmonischen Oszillators ermittelt, wobei die in KTA 2201.1 /KTA 11/ erläuterte Vorgehensweise verwendet wird. Als Treibersignale können Zeitverläufe von Beschleunigungen $a_s(t)$, Geschwindigkeiten $v_s(t)$ oder Verschiebungen $x_s(t)$ betrachtet werden. Ferner lassen sich dynamische Lastfaktoren für Last-Zeit-Funktionen $f(t)$ bestimmen (vgl. /HEN 84/).

$$m \cdot \ddot{x}(t) + c \cdot \dot{x}(t) + k \cdot x(t) = \begin{cases} m \cdot a_s(t) \\ c \cdot v_s(t) \\ k \cdot x_s(t) \\ f(t) \end{cases} \quad (9.1)$$

Dabei sind m die Masse, $k = \omega^2 \cdot m$ die Federsteifigkeit, $c = 2 \cdot \sqrt{k \cdot m} \cdot D = c_{krit} \cdot D$ der Dämpfungsterm und D der relative Anteil der kritischen Dämpfung c_{krit} . Die betragsmäßig maximale Verschiebung X_{max} wird als spektrale Verschiebung PD bezeichnet. Zur Berechnung von Spektren erfolgt eine Variation der Frequenz $f = 2\pi \cdot \omega$. Im Rahmen dieses Vorhabens erfolgt die Berechnung von Spektren durch direkte Integration von Gleichung (9.1), wozu sich der Newmark β - γ -Integrator eignet (vgl. /MES 07/). Antwortspektren für Pseudobeschleunigungen (PA) und Pseudogeswindigkeiten (PV) berechnen sich gemäß Gleichung (9.2).

$$\begin{aligned} PA &= \omega^2 \cdot X_{max} \\ PV &= \omega \cdot X_{max} \end{aligned} \quad (9.2)$$

Die hier vorgestellte Methodik wurde bei den ganzheitlichen Simulationen von Aufprallversuchen zur Bewertung von Beschleunigungssignalen verwendet.

9.3 Geometrie des IRIS-3-Versuchskörpers und Modellbildung

Beim Versuchskörper handelt es sich um eine Stahlbetonstruktur bestehend aus Frontwand, Bodenplatte, Decke und einer Rückwand mit aufgesetzter freistehender Wand. An den Enden von zwei Stahlträgern sind zwei Massen (Pseudokomponenten) angebracht. Die Stahlträger selbst sind mit einer verschraubten bzw. verschweißten Verbindung an Ankerplatten befestigt, welche wiederum in der Rückwand verankert sind. Abb. 9.1 zeigt schematisch die wesentlichen geometrischen Parameter des Versuchskörpers. Der Versuchskörper ist auf vier vertikal ausgerichteten steifen Rohren gelagert, welche jeweils mit einer im Laborboden verankerten Ankerplatte verschweißt sind. Es wurde eine umfassende Instrumentierung eingesetzt, welche Verschiebungsmessungen (vgl. Abb. 9.2), Beschleunigungsmessungen (vgl. Abb. 9.2), Dehnungsmessungen in Bewehrung und auf der Vorderseite des Betons (Abb. 9.3) sowie DMS zur Messung der Auflagerkräfte umfasst.

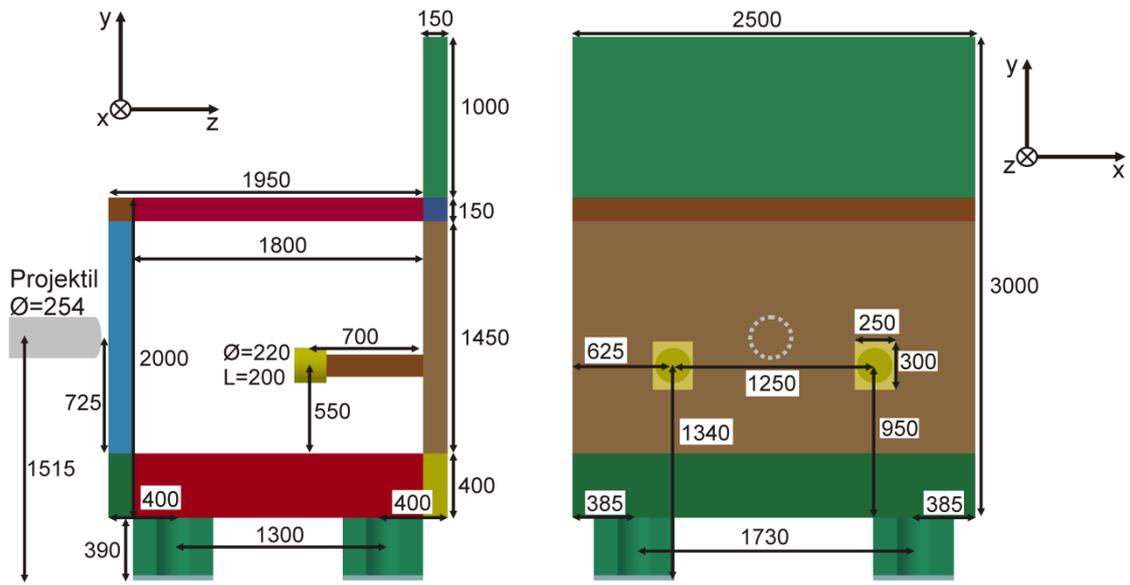


Abb. 9.1 Seiten- sowie frontale Ansicht (Frontplatte ausgeblendet) des Modells des IRIS-3-Versuchskörpers (Bemaßungen in mm)

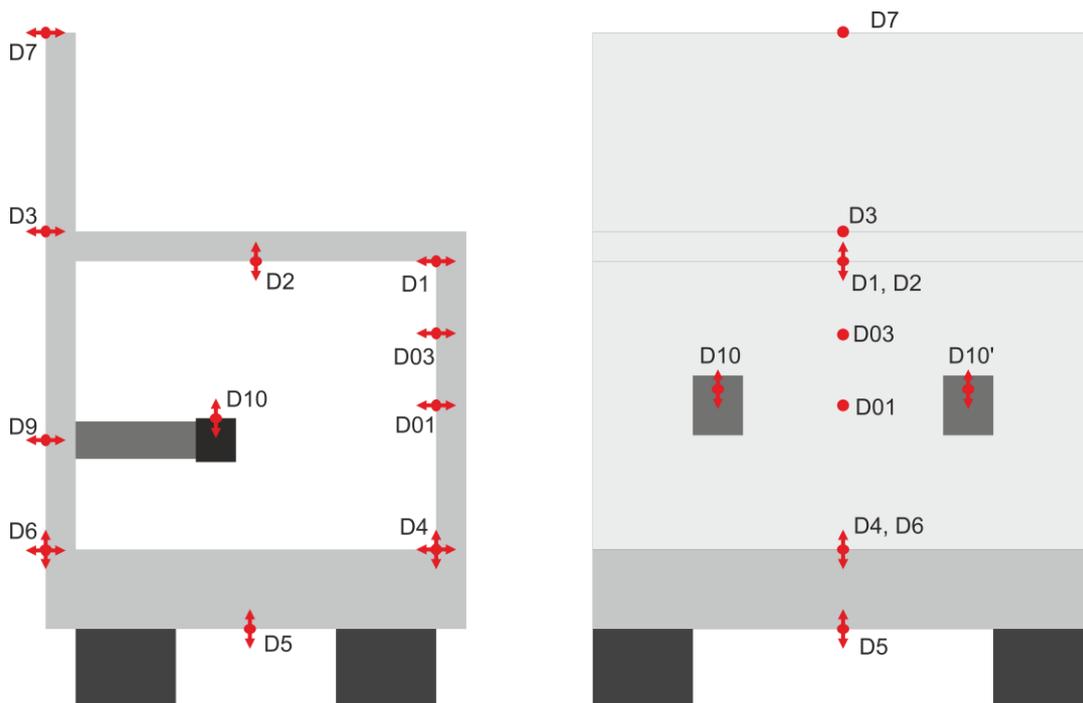


Abb. 9.2 Positionen der Verschiebungsaufnehmer des IRIS-3-Versuchskörpers

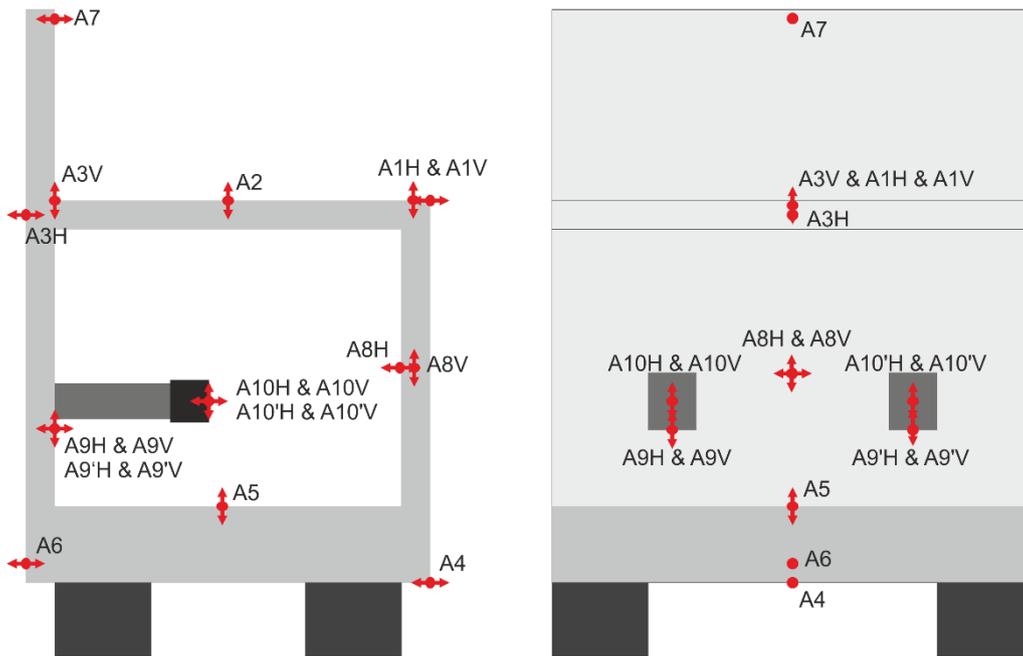


Abb. 9.3 Positionen der Beschleunigungsaufnehmer des IRIS-3-Versuchskörpers

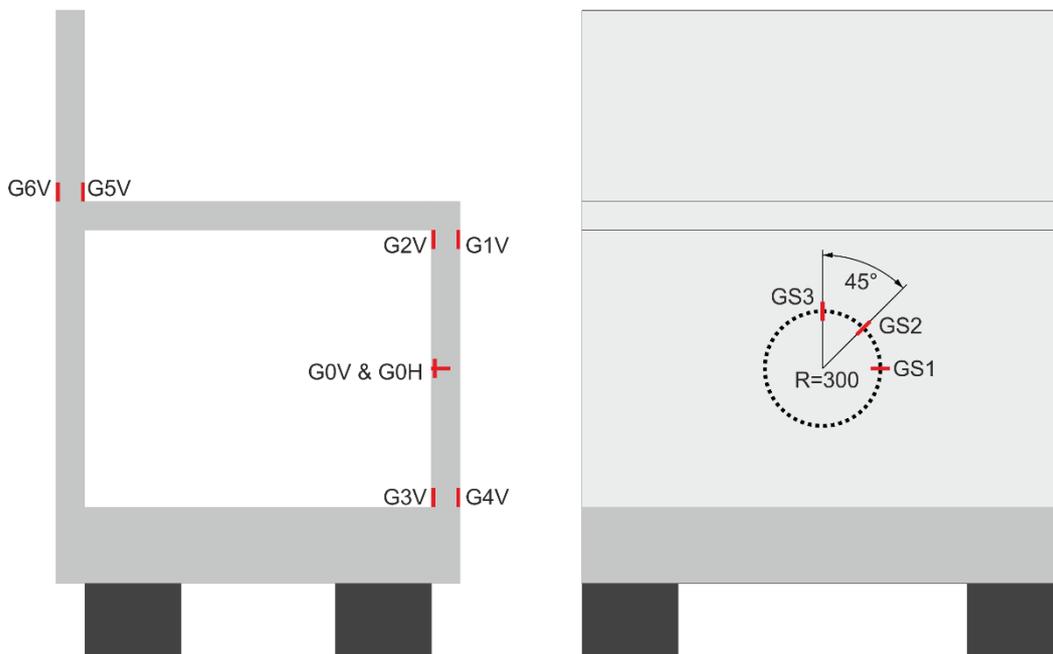


Abb. 9.4 Positionen der Dehnmessstreifen auf Bewehrung (linker Teil) und Betonoberfläche (rechter Teil) des IRIS-3-Versuchskörpers

Abb. 9.5 zeigt eine Ansicht des Rechenmodells sowie Details der Bewehrungsanordnung. Der Verbund von Beton und Bewehrung erfolgte über das Schlüsselwort `*Constrained_Beam_in_Solid` in der Postphase, wohingegen `*Constrained_Lagrange_in-`

_Solid in der Blindphase verwendet wurde. Die Biegebewehrung ist für jedes Element auf jeder Seite und in jede Richtung mit Stababständen von 50 mm verlegt. Im Bereich der Bodenplatte weisen die Stäbe der Biegebewehrung einen Durchmesser von 10 mm auf, wohingegen in den Wänden und der oberen Decke Stäbe mit einem Durchmesser von 6 mm verwendet werden. Im Bereich der Verbindungen der Wände mit der Bodenplatte und der vorderen Wand mit der oberen Decke befinden sich L-förmige Bewehrungselemente mit einem Durchmesser von 6 mm, welche mit der vertikalen Biegebewehrung überlappen. Ebenso befinden sich C-förmige Elemente mit einem Durchmesser von 6 mm im Bereich der oberen Kante der freistehenden Wand. Die Frontwand weist eine Bügelbewehrung in Form von geschlossenen Bügeln ($\varnothing = 6$ mm, vertikaler Abstand 50 mm, horizontaler Abstand 100 mm, versetzt angeordnet) auf. Weitere Bügel mit einem Durchmesser von 8 mm befinden sich nahe den Verankerungspunkten, ober- und unterhalb der Verbindungen von Wänden und Decken sowie nahe den Befestigungen der Pseudokomponenten. Details zur Modellierung der Pseudokomponenten sind in Abb. 9.6 enthalten. Die Materialeigenschaften des Betons wurden über das Winfrith-Modell abgebildet, wobei die in Tab. 9.1 aufgeführten Parameter verwendet wurden. Für die Bewehrung wurde das Johnson-Cook-Modell /JOH 83/ mit den Parametern aus Tab. 9.2 verwendet. Die Randbedingung wurde über eine Fixierung von Knoten der Ankerplatten an den Positionen der Spannglieder abgebildet (vgl. Abb. 9.7). Die Verschiebungen der übrigen Knoten der Ankerplatte werden in die vertikale Richtung über die Definition einer *Rigidwall beschränkt, welche den Laborboden abbildet.

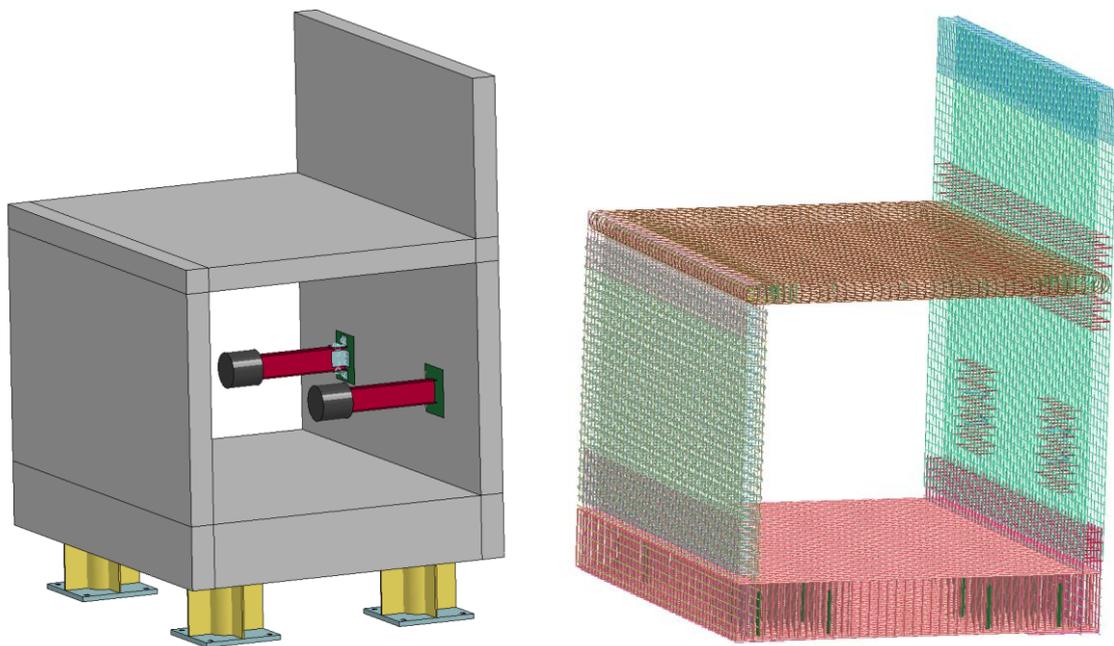


Abb. 9.5 Rechenmodell des IRIS-3-Versuchskörpers für LS-DYNA mit Abbildung des Bewehrungsstahls über Balkenelemente

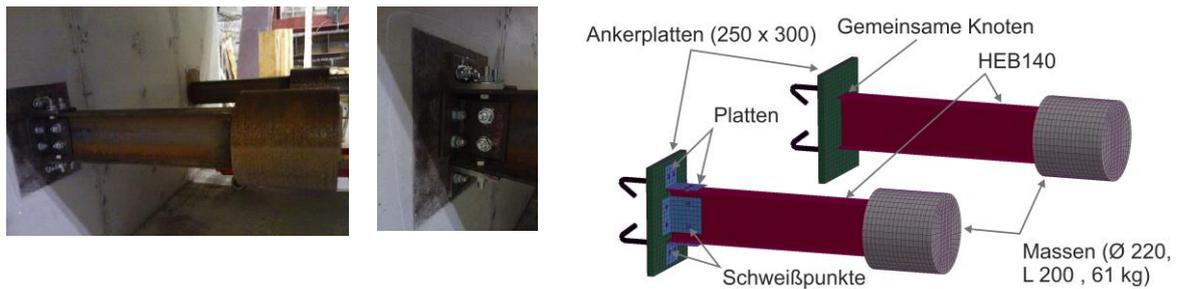


Abb. 9.6 Details zur Modellierung der Befestigungen der Pseudokomponenten des IRIS-3-Versuchskörpers

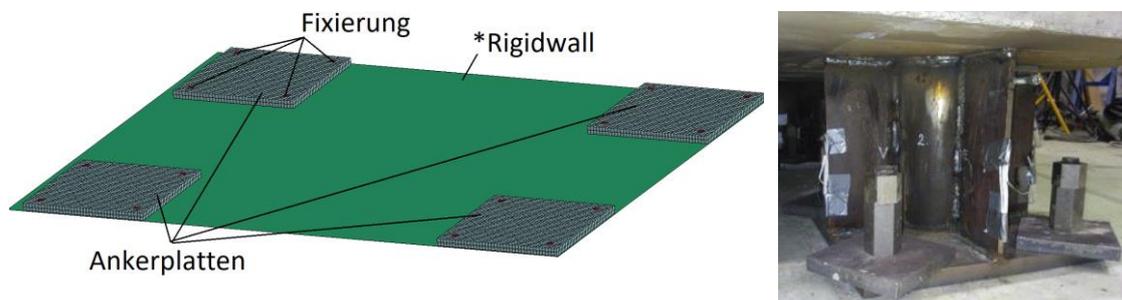


Abb. 9.7 Abbildung der Randbedingung im Modell des IRIS-3-Versuchskörpers

Tab. 9.1 Eingabeparameter des Winfrith-Modells für die IRIS-3-Simulationen

Parameter	ρ	E	ν	f_c	f_t	G_f	a_{max}	Ratenoption
Wert	2,33	28	0,18	52,7	2,05	85	4	RATE 0
Einheit	g/cm ³	GPa	-	MPa	MPa	J/m ²	mm	-

Tab. 9.2 Eingabeparameter des Johnson-Cook-Modells für metallische Bestandteile des IRIS-3-Versuchskörpers

Parameter	ρ	E	ν	σ_y	B	n	C	Ref. strain rate
Bewehrung	7,85	210	0,3	512	663.5	0,533	0.025	1.E-5
Projektil	7,85	205	0,3	87	661	0,160	0.025	1.E-5
Einheit	g/cm ³	GPa	-	MPa	MPa	-	-	s ⁻¹

9.4 Eigenformen des Modells des IRIS-3-Versuchskörpers

Im Rahmen des Versuchsprogrammes wurden zusätzlich zu den Aufprallversuchen auch Modalanalysen des unbeschädigten sowie des infolge der Aufprallbelastung geschädigten Versuchskörpers durchgeführt. Infolge der Schädigung treten Verschiebungen zu geringeren Werten für die Eigenfrequenzen auf. Ein Bestandteil der IRIS-Aktivität besteht in der Durchführung einer numerischen Modalanalyse des unbeschädigten Versuchskörpers. Hierzu wird das auch für die Simulation der Aufprallversuche verwendete Rechenmodell benutzt. Allerdings ist die Bewehrung aus dem Rechenmodell zu entfernen, da das Schlüsselwort *Control_implicit_eigenvalue die benutzte Kopplung von Beton und Bewehrung nicht unterstützt. Für eine Kopplung über gemeinsame Knoten ist eine Eigenformanalyse prinzipiell möglich. Aufgrund der komplexen Bewehrungsgeometrie ist diese im konkreten Fall jedoch nicht praktikabel. Proberechnungen mit rechteckigen Stahlbetonplatten zeigten, dass erwartungsgemäß leicht geringere Eigenfrequenzen bei Berücksichtigung von Bewehrung berechnet werden. Ergebnisse der sechs ersten Verformungsmoden mit einem Anteil von über 5 % effektiver Masse sind in Tab. 9.3 aufgeführt. Hierbei stellen die x- und y-Richtungen die horizontale bzw. vertikale Richtung senkrecht zur Richtung des Aufpralls (z-Richtung) dar. Moden, welche ausschließlich den Komponenten zuzuordnen sind, wurden in diese Auflistung nicht übernommen. Derartige Moden konnten offenbar auch nicht in der experimentellen Modalanalyse angeregt werden.

Tab. 9.3 Simulationsergebnisse der Modalanalyse des IRIS-3-Versuchskörpers

Nr.	f / Hz	M _{eff,x} / %	M _{eff,y} / %	M _{eff,z} / %	Beschreibung bzw. Art der Mode
1	20,5	0,00	0,02	43,37	Nicken gesamte Struktur in z-Richtung
2	57,2	10,27	10,27	0,27	Komponenten, Rückwand
3	60,4	34,49	34,49	0,75	Drehungen z-Achse
4	73,5	26,40	0,00	0,00	Scherungen x-Richtung
5	94,3	0,00	0,00	6,32	Verschiebungen y-Richtung (Decke, Front)
6	109,7	0,00	2,78	33,00	Scherung (gesamte Struktur) in z-Richtung

Die berechnete Frequenz der nickenden Grundschwingung des Versuchskörpers liegt bei 20,5 Hz und ist somit im Vergleich zu dem experimentell bestimmten Wert von

17,5 Hz etwa 17 % höher. Allerdings ist die Form der Mode konsistent mit dem Experiment (vgl. Abb. 9.8). Ergebnisse zu Moden höherer Ordnung unterscheiden sich weitaus stärker, wobei es hier ebenfalls zu höheren berechneten Frequenzen kommt. Zu ähnlichen Resultaten kommen van Dorselaer et al. [DVO 19], welche hierfür verschiedene mögliche Gründe anführen. Zum einen könnte eine modellmäßige Abbildung der Randbedingung die Steifigkeiten überschätzen. Weiterhin bestünden Unsicherheiten bezüglich der Übertragbarkeit von anhand von Probenkörpern ermittelten elastischen Konstanten auf die realen Strukturen. Die experimentell vorgefundenen Verformungen höherer Moden werden von der Simulationsrechnung nicht reproduziert, so dass sich keine Zuordnung vornehmen lässt. Generell erscheinen Verformungen gemäß der nickenden Mode maßgebend für das Verständnis der Verschiebungssignale in z-Richtung zu sein, welche in Abschnitt 9.9 erörtert werden. Im geschädigten Zustand stimmen die Frequenzen deutlich besser überein (vgl. Tab. 9.5). Dieser Befund spricht somit für eine Überschätzung der Steifigkeiten der Auflagerbedingung bei der Modalanalyse vor den eigentlichen Aufprallversuchen, welche im unbeschädigten Zustand erfolgt. Die Messergebnisse zur Frequenz der nickenden Mode lauten 14,3 Hz nach Versuch Va, 12,9 Hz nach Versuch Vb und 11,0 Hz nach Versuch Vc.

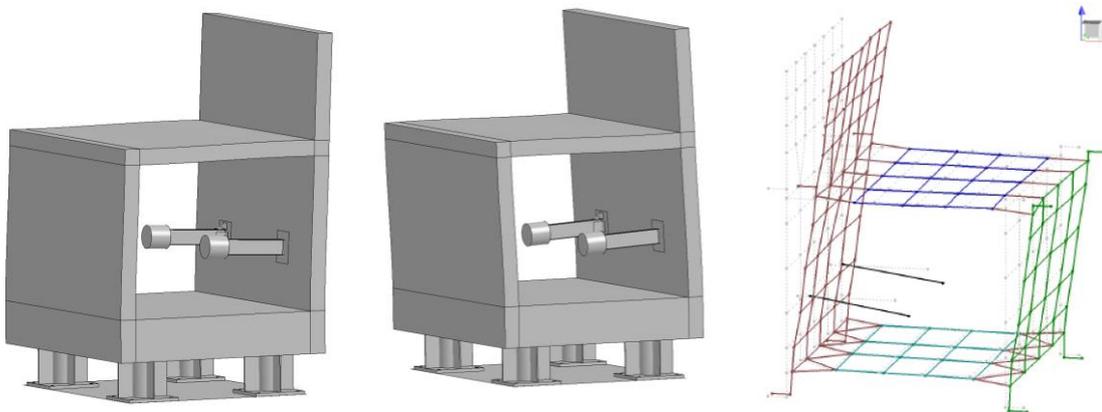


Abb. 9.8 Simulation der nickenden Grundschwingung des IRIS-3-Versuchskörpers

9.5 Simulation der Belastung in IRIS-3-Versuchen

In den IRIS-3-Versuchen wird ein im Rahmen des IMPACT-Projektes umfangreich erprobter Projekttiltyp eingesetzt. Dieser wurde bereits in den Versuchen zur Aktivität IRIS_2010 verwendet. Es handelt sich um ein Edelstahlrohr (EN 1.4432, Außendurchmesser 256 mm) mit einer Blechdicke von 1,89 mm. Auf dieses wird eine sphärische Kappe (Wanddicke 3 mm, Höhe 86 mm) als Nasenstück angeschweißt. Die Länge des Stahlrohrs wird gemäß der erwarteten gefalteten Länge an die jeweilige

Aufprallgeschwindigkeit angepasst. Entsprechend ist die Bemaßung des dickwandigen Heckstücks anzupassen, um für die Gesamtmasse den Zielwert 50,1 kg zu erreichen. Der Aufprall erfolgt in den Berechnungen mittig auf die frontseitige Wand des Versuchskörpers (vgl. Abb. 9.1), wobei es in den Versuchen zu einem gewissen Versatz kommt. Die in den Versuchen realisierten Parameter werden in Tab. 9.4 aufgeführt.

Tab. 9.4 Realisierte Parameter der Aufprallbelastung in den IRIS-3-Versuchen

Ver-such	v_0 [m/s]	Masse [kg]	Falten [-]	Stoßdauer [ms]	Versatz, hor. [mm]	Versatz, vert. [mm]
Va	91,8	50,1	14	17	-20	-30
Vb	93,5	50,1	14	16	-17	40
Vc	167	50,26	47	17	20	0
Vd	91,7	50,06	15	17	unklar	unklar

Zur Ermittlung der LZF wurden Simulationen zum Aufprall der Projektilstruktur auf eine starre Platte durchgeführt. Hierzu wurde das Johnson-Cook-Modell /JOH 83/ mit den in Tab. 9.2 aufgeführten Parametern benutzt.

Um die Falten des erwarteten Versagensmechanismus abbilden zu können, wurde eine feine Vernetzung mit vollintegrierten Schalenelementen (LS-DYNA Schalentyp 16) und einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von 4,5 mm gewählt. Es wurden Aufprallgeschwindigkeiten gemäß den Zielwerten von 90 m/s in Va, Vb und Vd sowie 170 m/s in Vc gewählt. Da sich im Rahmen einer Parameterstudie ein vergleichsweise geringer Einfluss der LZF auf die Verformungen ergab, wurde auf eine Anpassung der Aufprallgeschwindigkeiten für Untersuchungen der Postphase verzichtet.

Ein Vergleich von simulierten und in den Versuchen vorgefundenen Projektilverformungen erfolgt in Abb. 9.9. Bezüglich der Faltenzahl sowie der Berstlängen finden sich zufriedenstellende Übereinstimmungen. Im Versuch Vc kam es zu einem Abknicken des Projektils im späten Verlauf des Aufpralls, welches von der Simulation nicht reproduziert wird. Diese Unterschiede äußern sich auch in einer längeren Stoßdauer in der Simulation (vgl. Tab. 9.4 und Abb. 9.10).

Versuche Va und Vb ($v_0=90$ m/s)



Versuch Vc ($v_0=170$ m/s)



Abb. 9.9 Verformungen der Projektile nach den IRIS-3-Versuchen

In Abb. 9.10 werden für die betrachteten Aufprallgeschwindigkeiten tiefpassgefilterte Kontaktkräfte mit nach der Riera-Methode /RIE 68/ ermittelten LZF verglichen. Nach ca. 10 ms verändert sich der ursprüngliche Beulmechanismus des Projektils. Es erfolgt ein Übergang von kreisförmigen Beulen zu diamantförmigen Beulen, was mit einer Änderung der Bestlasten einhergeht. Dieser Übergang von kreisförmigen zu diamantförmigen Faltungen zum Ende des Aufpralls ist in den 1 kHz tiefpassgefilterten Kontaktkräften von Vc gut erkennbar. Für die Simulation des Versuchskörpers wurden in den Referenzrechnungen die 1 kHz tiefpassgefilterten Kontaktkräfte als LZF ausgewählt. Sie werden als Druckrandbedingung auf eine gleichmäßig belastete kreisförmige Fläche aufgebracht, deren Durchmesser annähernd dem Querschnitt des Projektils entspricht. Neben den Abweichungen von den Zielwerten der Aufprallgeschwindigkeit wurden auch Effekte des jeweiligen Versatzes des Aufprallpunktes vernachlässigt. Im Rahmen von Parameterstudien wurde der Einfluss der Lastaufbringung studiert. Neben einer Variation der LZF wurden hierzu auch Simulationen mit expliziter Stoßkörpersimulation durchgeführt. Der Einfluss auf Verschiebungen und Etagenantworten wird als gering bewertet (vgl. Abschnitt 9.13).

Das Nachschwingverhalten wurde über einen Zeitraum von 200 ms in der Blind-Phase bzw. über 300 ms in der Post-Phase simuliert. In Einzelfällen wurden auch längere Zeiträume betrachtet (vgl. Abschnitt 9.12). Vor dem Aufbringen einer erneuten Belastung wurden die Schwingungen über einen Zeitraum von 100 ms durch die Option *Damping_Global relaxiert. Während der Simulation der Versuche selbst wurde jedoch abgesehen von der Hourglass-Dämpfung keine zusätzliche Dämpfung verwendet. Es ist

darauf hinzuweisen, dass die Simulationen mit einem erheblichen Rechenzeitaufwand verbunden sind. Dieser beläuft sich für das Modell der Post-Phase bei Verwendung von acht Prozessoren auf dem LINUX-XEON-Cluster der GRS auf bis zu 20 Tage.

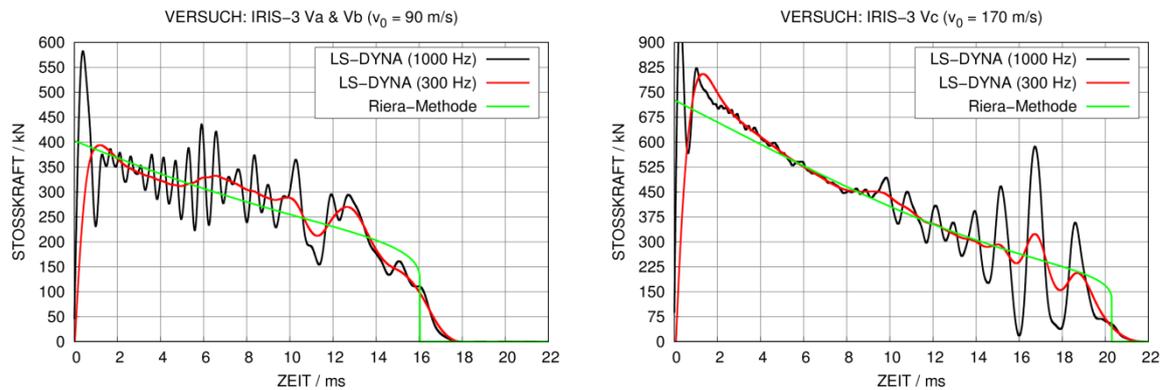


Abb. 9.10 Vergleiche verschiedener für die IRIS-3-Versuche ermittelte LZF

9.6 Rissbildung in den IRIS-3-Versuchen

Das Winfrith-Modell ermöglicht eine Visualisierung von Rissen. In diesem Abschnitt erfolgt ein Vergleich der simulierten Rissbilder mit ausgewählten Fotografien aus /EDF 18/. In Versuch Va ist eine Reihe von Rissen feststellbar, welche sich im Wesentlichen auf die Frontplatte sowie deren Verbindung zur Boden- und Deckenplatte beschränken. Abb. 9.11 zeigt Fotografien der genannten Positionen. Im Vergleich hierzu zeigt Abb. 9.12 Simulationsergebnisse bezüglich der Rissbilder. Diese reproduzieren Risse mittig auf der Rückseite der Frontplatte sowie an der Verbindung von Front- und Bodenplatte. An der Verbindung von Front- und Deckenplatte ergibt sich in der Simulation lediglich ein sehr schwach ausgeprägtes Auftreten von Rissen. Der erneute Aufprall in Versuch Vb führt zu keinen nennenswerten Änderungen des Rissbildes. Diese Beobachtung spiegelt sich in den Simulationsergebnissen zufriedenstellend wider. Im Gegensatz hierzu führt die hohe Aufprallgeschwindigkeit in Versuch Vc zur Ausbildung zahlreicher neuer Risse sowie zu einer Aufweitung bestehender Risse. Abb. 9.13 zeigt Rissmuster nach Versuch Vc in den zuvor erwähnten Regionen. Diese stimmen zufriedenstellend mit den Simulationsergebnissen (vgl. Abb. 9.14) überein. In den Simulationen treten weiterhin Risse an den Positionen der Ankerplatten der Pseudokomponenten und an der Verbindung von Rückwand und Bodenplatte auf. In den genannten Regionen werden plastische Verformungen der Bewehrung prognostiziert (vgl. Abschnitt 9.7). Teilweise verlaufen die Risse im Beton entlang der Endpunkte von L-förmigen

Bewehrungselementen. Der vierte Aufprall in Versuch Vd erzeugte keine sichtbaren Änderungen bezüglich der Rissbilder. Dies ist konsistent mit den Simulationsergebnissen.



Abb. 9.11 Rissbilder nach Versuch Va nahe der Verbindung von Front- und Bodenplatte (links), Frontplatte und Decke (mittig) sowie zentral auf Rückseite der Frontplatte (rechts)



Abb. 9.12 Visualisierung der Rissbildung in der Simulation zu IRIS-3 Va



Abb. 9.13 Rissbilder nach Versuch Vc nahe der Verbindung von Front- und Bodenplatte (links), Frontplatte und Decke (mittig) sowie zentral auf Rückseite der Frontplatte (rechts)

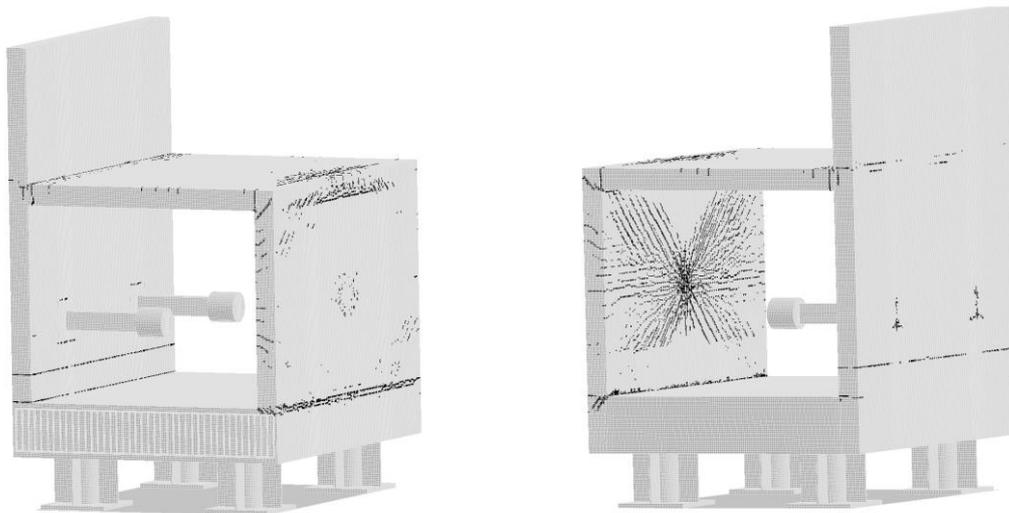


Abb. 9.14 Visualisierung der Rissbildung in der Simulation zu IRIS-3 Vc

9.7 Dehnungen der Bewehrung in den IRIS-3-Versuchen

Bezüglich der Dehnungen der Bewehrungsstäbe (vgl. Abb. 9.4) ergibt der Vergleich von Versuchsdaten und Simulationsergebnissen ein uneinheitliches Bild. Aufgrund eines Defekts des DMS G0V stehen hier keine Messdaten zur Verfügung. Ferner liegen für Versuch Va keine Daten für die DMS G0H, G1V, G2V und G6V vor. Teilweise sind die

Analysen der übrigen DMS-Signale durch Unsicherheiten bezüglich der exakten DMS-Position erschwert, welche durch die komplexe Bewehrungsstruktur in den Verbindungsbereichen von Decken und Wänden (vgl. Abb. 9.4 und Abb. 9.5) bedingt sind. Aufgrund dieser Unsicherheiten bezüglich der DMS-Positionen konnte kein Vergleich für die Blindphase angestellt werden. Ferner war in Einzelfällen offenbar die Polarität der bereitgestellten Messsignale zu korrigieren. Es wurden DMS des Typs KYOWA KFEL-5-120 verwendet, welcher eine Messlänge von 5 mm aufweist.

Seitens der Simulation werden im Aufprallbereich höhere Dehnungen in vertikalen Stäben prognostiziert, welche stark lokalisiert sind (vgl. Abb. 9.15, rechter Bildteil). Da hier keine Messdaten vorliegen, wird auf eine Darstellung von Zeitverläufen verzichtet. In Versuch Vb (vgl. Abb. 9.16) werden Dehnungen knapp unterhalb einer plastischen Verformung simuliert und gemessen. In Versuch Vc kommt es zu plastischer Verformung der Bewehrung, was von der Simulation reproduziert wird und konsistent mit den ermittelten Rissbildern (vgl. Abb. 9.14) ist. Bezüglich maximaler und permanenter Dehnung in Versuch Vc überschätzt die Simulation für die Position G0H die Messdaten. Für den Vergleich zu Versuch Vd wurden die Daten abzüglich der permanenten Dehnungen von Vc dargestellt. Der Vergleich zeigt ebenfalls eine Überschätzung der maximalen Dehnung. Es zeigt sich sowohl für Simulation als auch für die Versuchsdaten, dass es zu keinem Zuwachs der plastischen Dehnungen kommt.

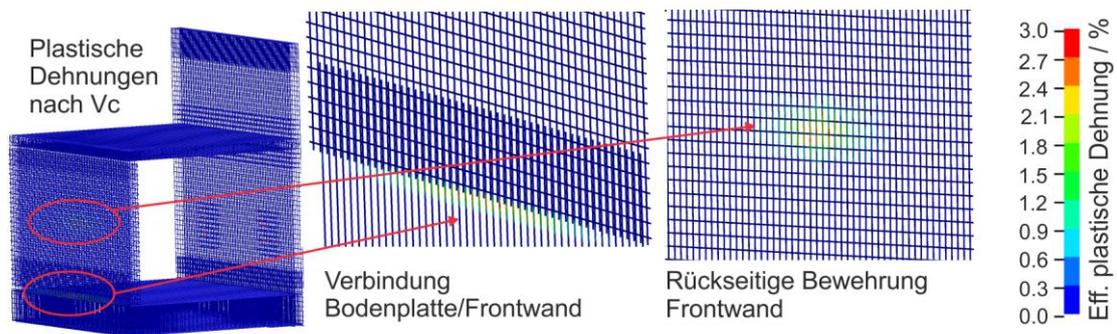


Abb. 9.15 Positionen mit plastischer Verformung der Bewehrung nach der Simulation zum IRIS-3-Versuch Vc

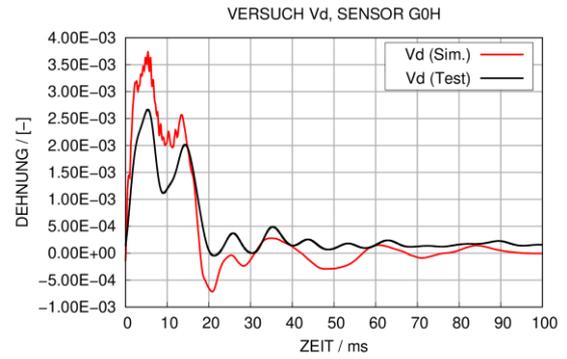
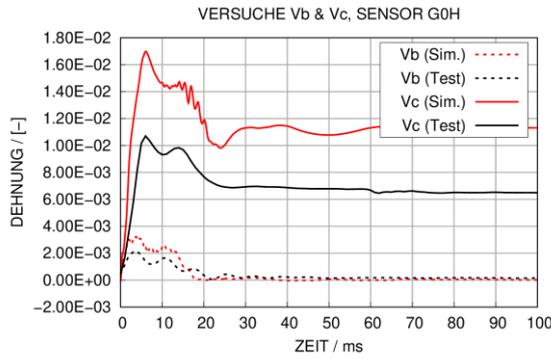


Abb. 9.16 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G0H in den IRIS-3-Versuchen

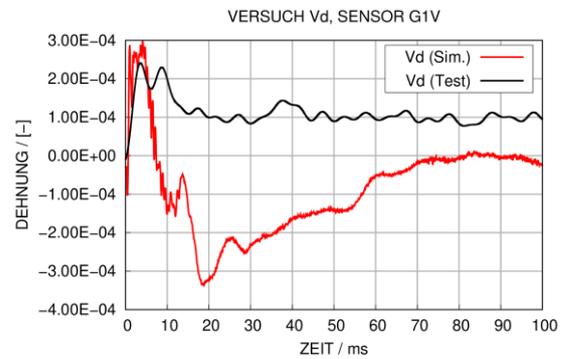
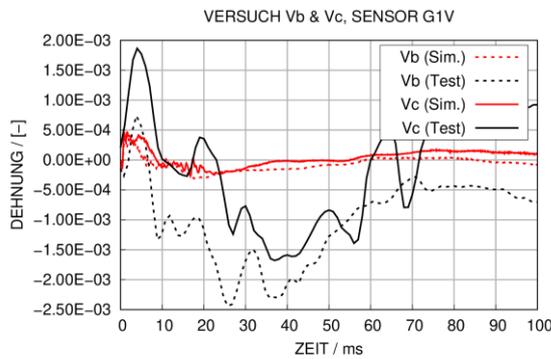


Abb. 9.17 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G1V in den IRIS-3-Versuchen

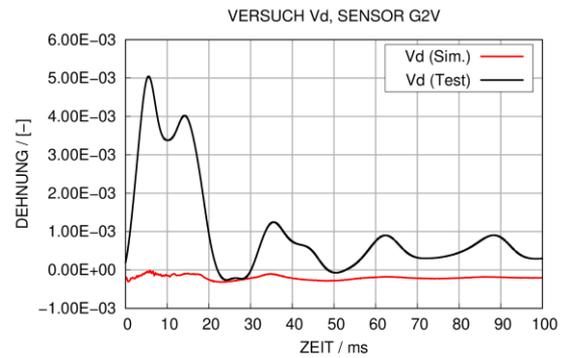
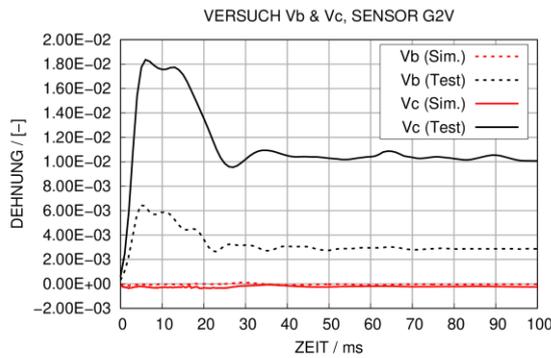


Abb. 9.18 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G2V in den IRIS-3-Versuchen

Die höchsten gemessenen Dehnungen traten im Versuch Vc für Sensor G4V auf, welcher sich auf der Frontseite der Verbindung von Front- und Bodenplatte befindet. In dieser Region weist auch die Simulation sehr hohe Dehnungen auf (vgl. Abb. 9.15). Bereits

im Versuch Va treten plastische Verformungen der Bewehrung auf. Dies ist konsistent mit den zugehörigen Rissbildern (vgl. Abb. 9.11 und Abb. 9.12). Der Vergleich von Zeitverläufen in Abb. 9.20 zeigt insbesondere für Versuch Vc Abweichungen bezüglich maximaler und permanenter Dehnung. Insgesamt ist die Dehnungsverteilung in dieser Region stark lokalisiert und Maxima konzentrieren sich auf den Bereich unterhalb des untersten horizontalen Bewehrungsstabes der Frontwand (vgl. Abb. 9.15, mittlerer Bildteil). An der Position G3V finden sich lediglich elastische Dehnungen, wobei es ebenfalls für Vc zu den größten Diskrepanzen kommt. Erwartungsgemäß erfährt die Frontseite zunächst eine Zug- und die Rückseite eine Druckbelastung.

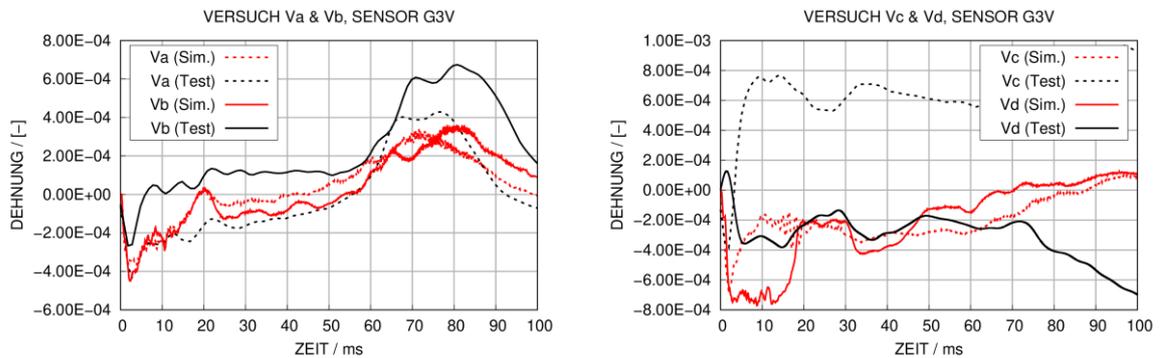


Abb. 9.19 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G3V in den IRIS-3-Versuchen

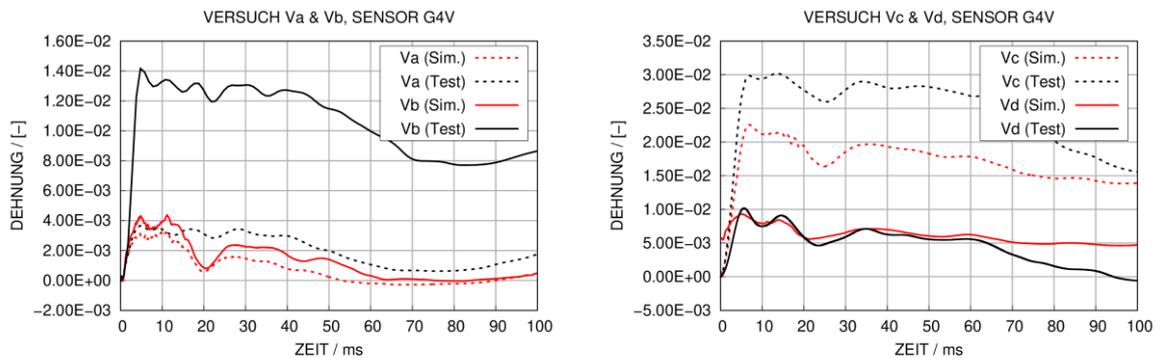


Abb. 9.20 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G4V in den IRIS-3-Versuchen

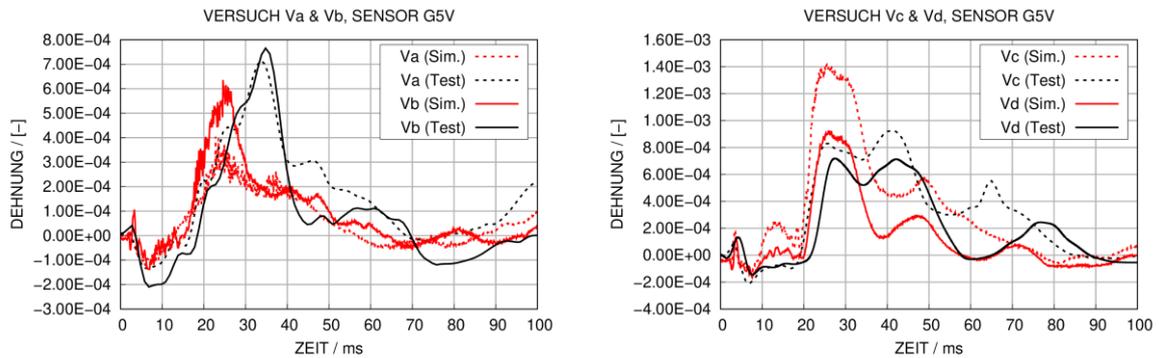


Abb. 9.21 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G5V in den IRIS-3-Versuchen Vc und Vd

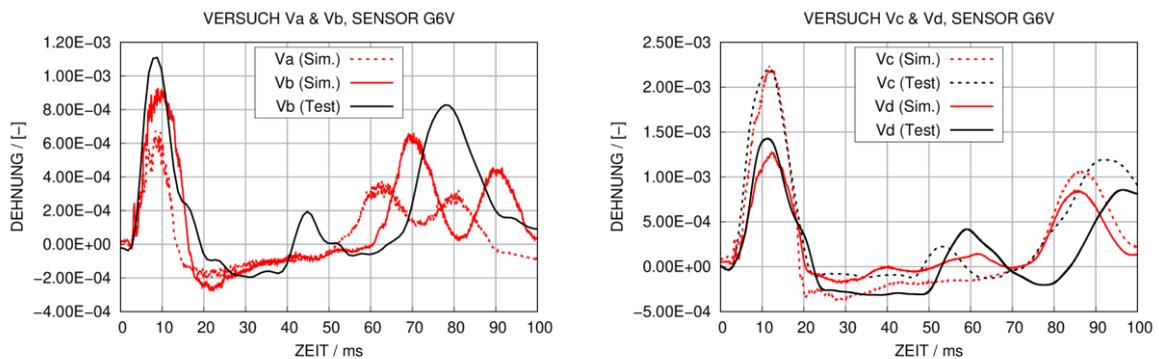


Abb. 9.22 Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G6V in den IRIS-3-Versuchen Vc und Vd

9.8 Auflagerkräfte in den IRIS-3-Versuchen

Eine Messung der vertikalen Auflagerkräfte erfolgte über vertikal angeordnete DMS. Hierbei wird unterstellt, dass horizontale Verschiebungen keine Vertikalkräfte zur Folge haben. Ferner wird angenommen, dass es nicht zu Torsion kommt. Auf der linken Seite des Versuchskörpers wurde aus vier DMS unmittelbar über eine Brückenschaltung lediglich eine gemittelte Dehnung aufgezeichnet. Auf der rechten Seite wurde aus insgesamt vier DMS-Signalen das arithmetische Mittel gebildet. Die auf diese Weise ermittelten Daten sind offenbar sowohl für front- als auch rückseitige Lagerbedingung mit Ausnahme des später durchgeführten Versuchs Vd deutlich verrauscht. Insbesondere erscheinen für die Versuche Va – Vc die rückseitigen Messdaten auf der rechten Seite unbrauchbar zu sein. Demgegenüber weisen die Messdaten der linken Seite kein derartiges Rauschen auf. Die Versuchsdaten werden mit numerischen Kontaktkräften verglichen, welche zwischen Ankerplatten und Stützen (vgl. Abb. 9.5) berechnet werden.

Im Vergleich zur Blindphase weisen die Ergebnisse der Postphase in den Versuchen Va und Vb einige hochfrequenten Anteile auf, was insbesondere für die rückseitigen Auflagerkräfte ausgeprägt ist. Dies dürfte durch die Einführung der Kontaktbedingung zur Darstellung des Laborbodens begründet sein. In den Versuchen Vc und Vd ist dieser Effekt deutlich geringer ausgeprägt, was durch Materialschädigungen und Steifigkeitsverluste durch die hohe Belastung in Vc erklärt werden kann.

Insgesamt stimmen die numerischen Daten zufriedenstellend mit den Versuchsdaten überein. Der Unterschied zwischen Blind- und Postphase ist ebenfalls als gering zu bewerten. Analog zu den Verschiebungen (vgl. Abschnitte 9.9 und 9.10) weisen die Ergebnisse der Postphase eine geringere Steifigkeit auf.

Rechnungen mit expliziter Stoßkörpermodellierung unter Berücksichtigung des Versatzes des Aufprallpunktes zeigten lediglich einen sehr geringen Einfluss auf die Symmetrie der Auflagerkräfte.

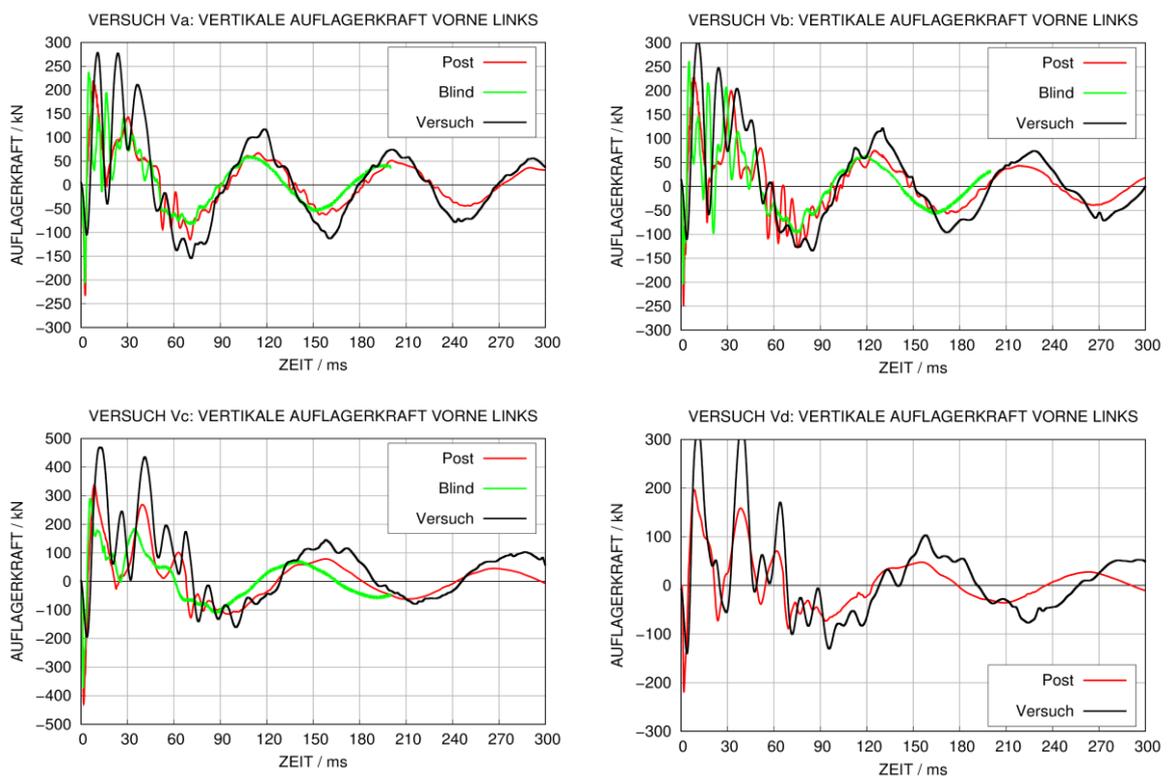


Abb. 9.23 Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (vorne links) in den IRIS-3-Versuchen

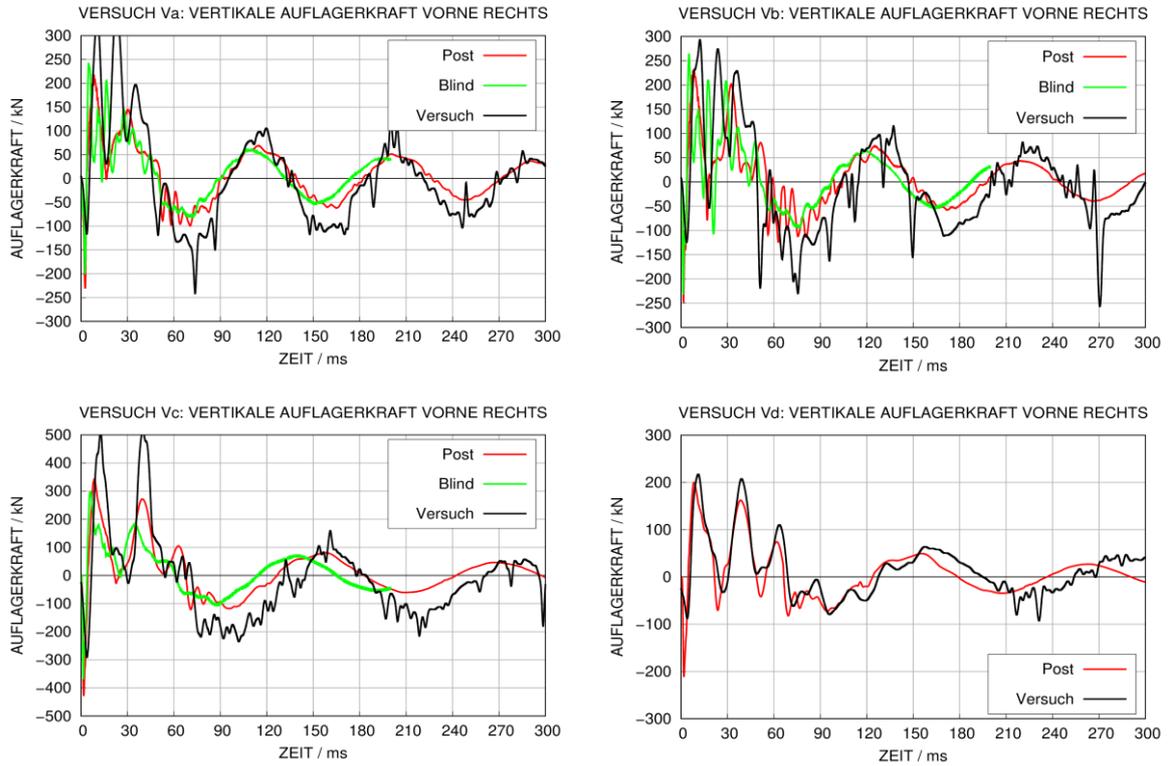


Abb. 9.24 Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (vorne rechts) in den IRIS-3-Versuchen

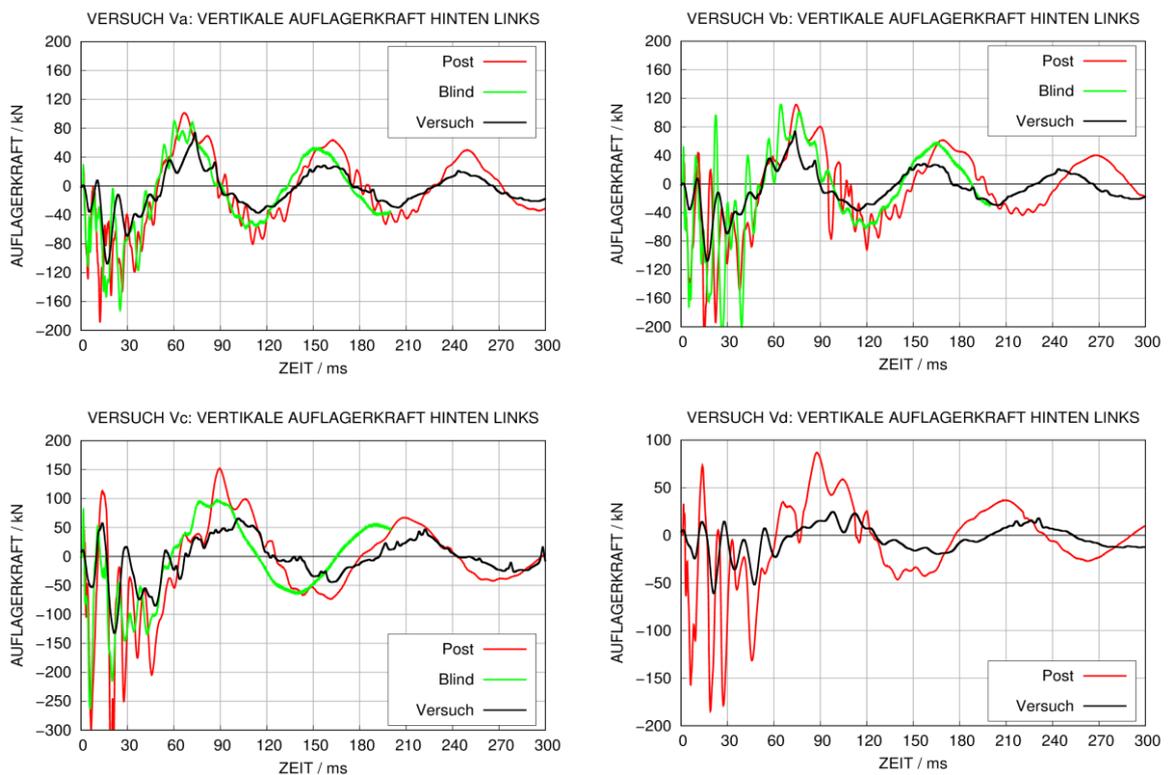


Abb. 9.25 Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (hinten links) in den IRIS-3-Versuchen

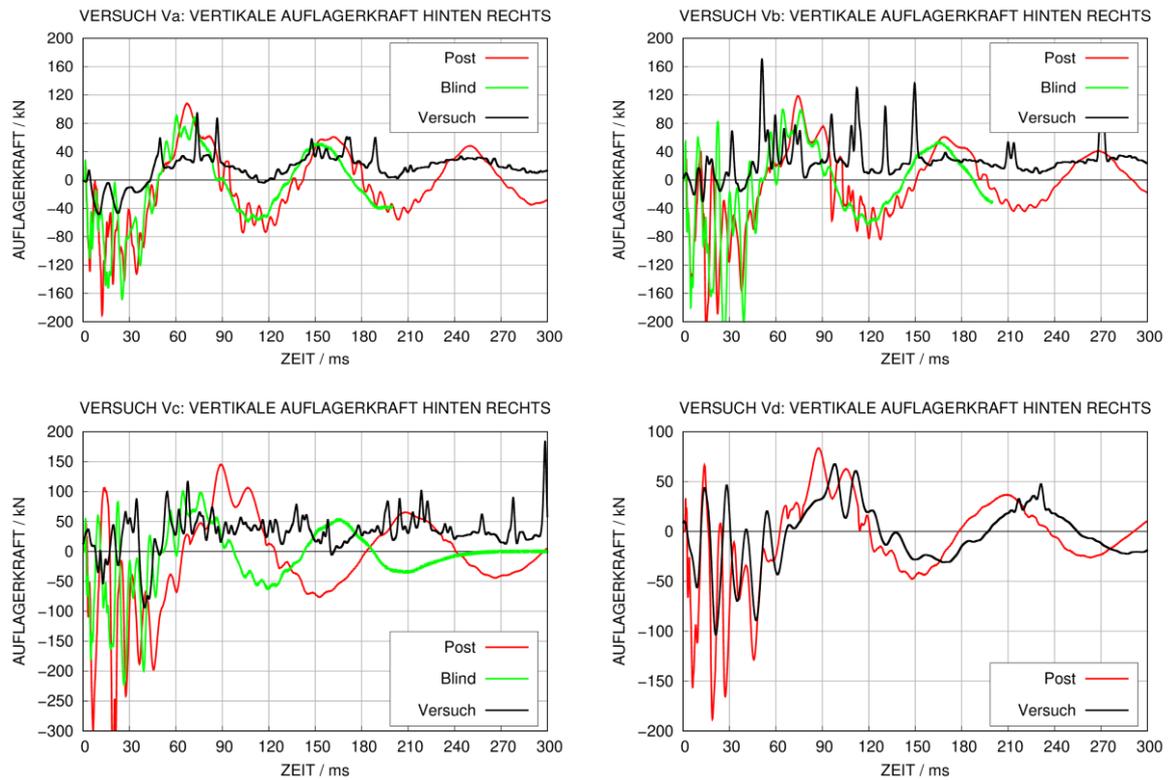


Abb. 9.26 Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (hinten rechts) in den IRIS-3-Versuchen

9.9 Zeitverläufe horizontaler Verschiebungen in den IRIS-3-Versuchen

Der Versuchskörper ist umfassend mit Verschiebungsaufnehmern instrumentiert (vgl. Abb. 9.2). Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden hier lediglich ausgewählte Positionen erörtert. Die übrigen Ergebnisse finden sich im Anhang (vgl. A.4.1). Abb. 9.27 vergleicht die Ergebnisse der zentralen Verschiebungen der Frontwand im unmittelbaren Aufprallbereich. In der Blindphase wurden Frequenzen leicht überschätzt und somit Schädigungen unterschätzt. Die Ergebnisse in der Postphase stimmen abgesehen von den Elongationen in Va sehr gut mit den Versuchsdaten überein. Diese Unterschätzung der Schädigung ließ sich durch eine gekoppelte Rechnung beheben (vgl. Abb. 9.51).

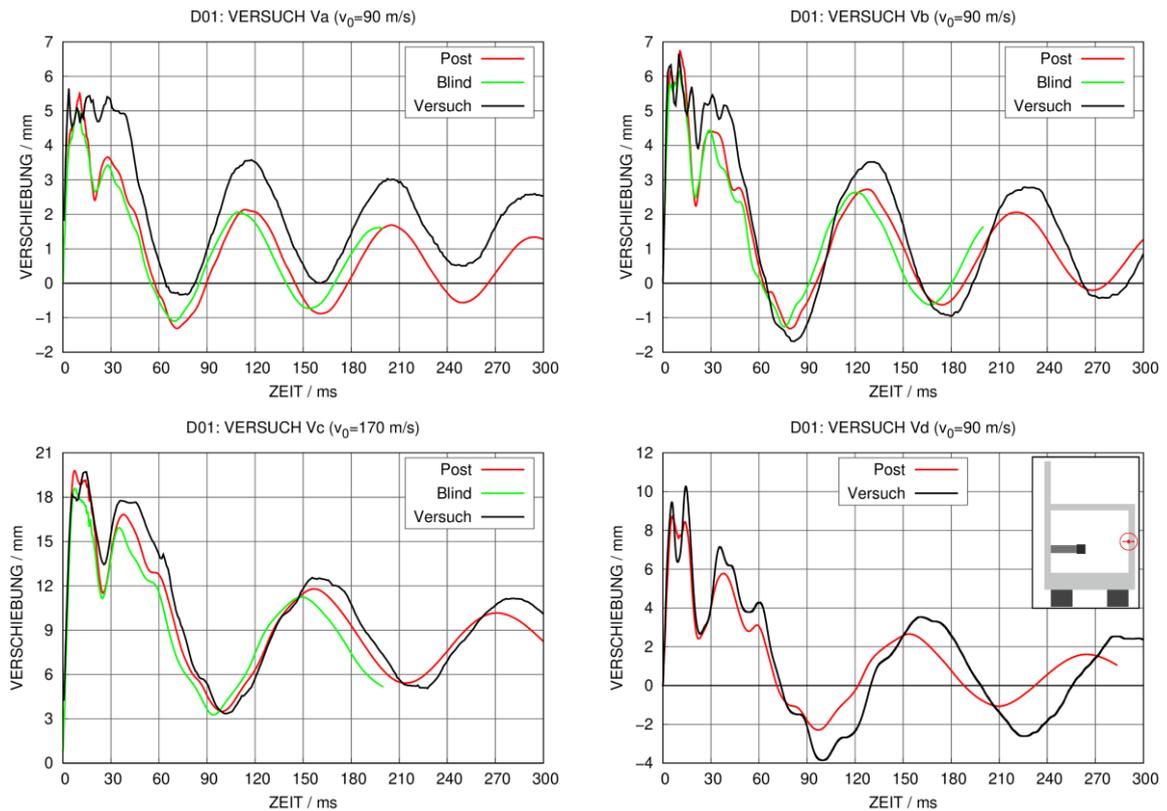


Abb. 9.27 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D01 (zentral auf Frontwand)

Einen weiteren wichtigen Referenzpunkt bildet Sensor D7, welcher sich mittig auf der Oberkante der freistehenden Wand befindet. Hier traten die höchsten Verschiebungen in Versuch und Simulation auf. Simulationsergebnisse und Messdaten werden in Abb. 9.28 miteinander verglichen. Anhand der Messwerte sind gewisse Unterschiede zwischen Daten induktiver Wegaufnehmer (D7) und aus Laserinterferometrie (D7L) erkennbar. In den Versuchen Va bis Vc stimmen die Simulationsergebnisse insbesondere in der Post-Phase sehr gut mit den Messdaten überein. In Vd kommt es zu einer gewissen Unterschätzung der Schädigung. Das Dämpfungsverhalten für die Signale an der Position von D7 wird in Abschnitt 9.12 über längere Zeitverläufe detaillierter analysiert.

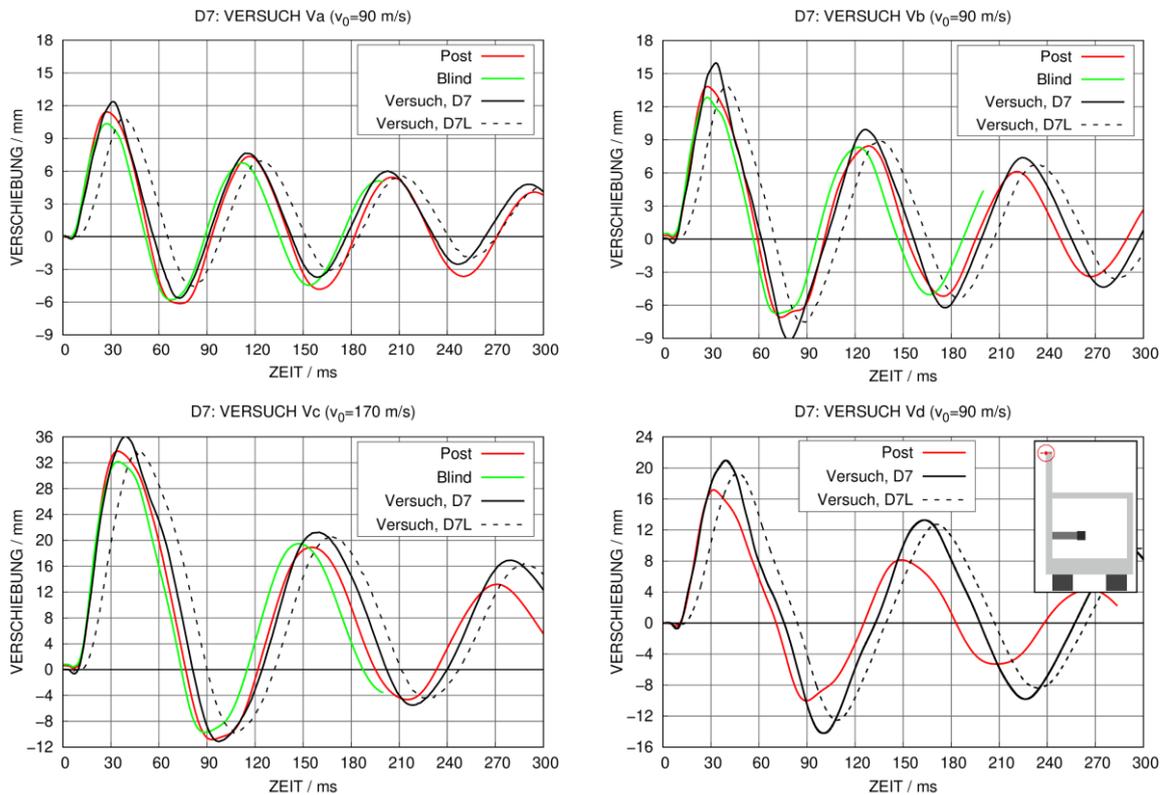


Abb. 9.28 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D7

Die Sensoren D9 und D9' befinden sich an den Positionen der Ankerplatten auf der Rückwand des Versuchskörpers. Es ist erkennbar, dass es weder in den Simulationen noch in den Messdaten zu größeren Abweichungen im Hinblick auf die Symmetrie zwischen der Platte der verschraubten Komponente (vgl. Abb. 9.29) und der verschweißten Komponente (vgl. Abb. 9.30) kommt. Es zeigt sich, dass die Simulationsergebnisse die Messergebnisse um ca. 30 % unterschätzen. Die Tendenz der Unterschätzung ist bereits für andere Sensorpositionen wie etwa D1 (vgl. Abb. A.29) und D3 (vgl. Abb. A.30) erkennbar. Relativ am stärksten ausgeprägt ist sie an der Position von D6H an der Verbindung von Rückwand und Bodenplatte (vgl. Abb. A.26).

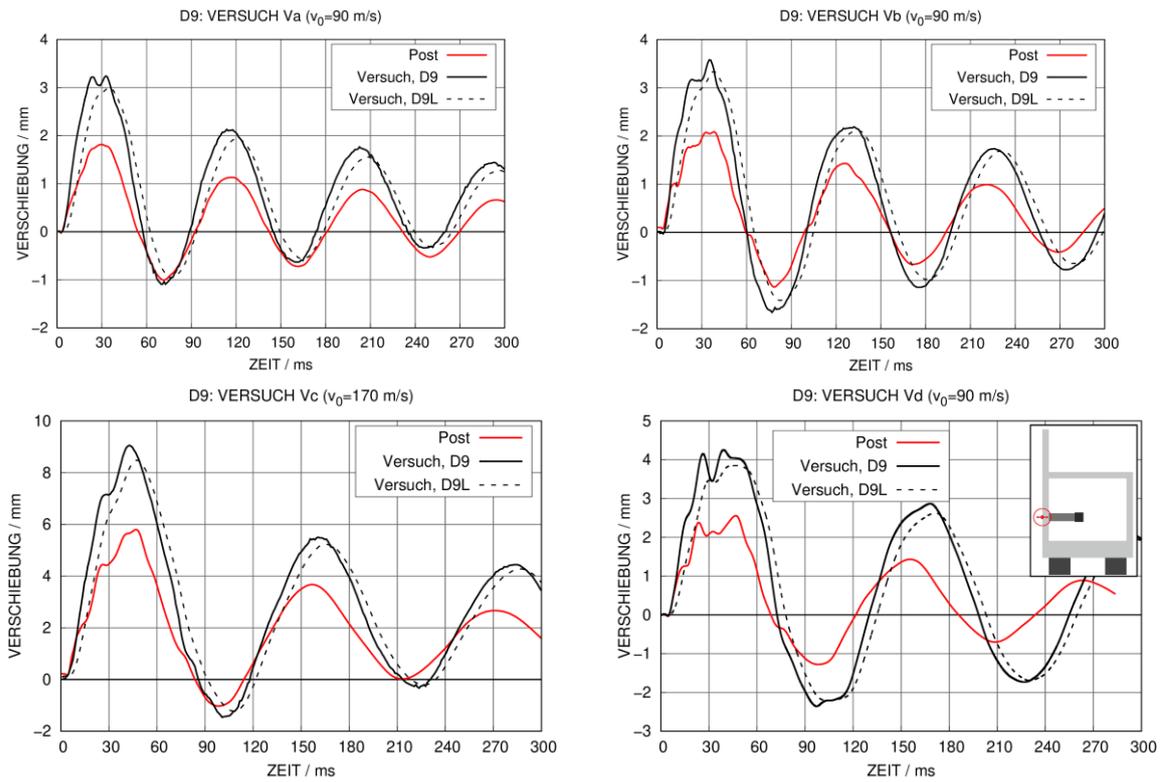


Abb. 9.29 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D9 (auf Höhe der Ankerplatte der verschraubten Komponente)

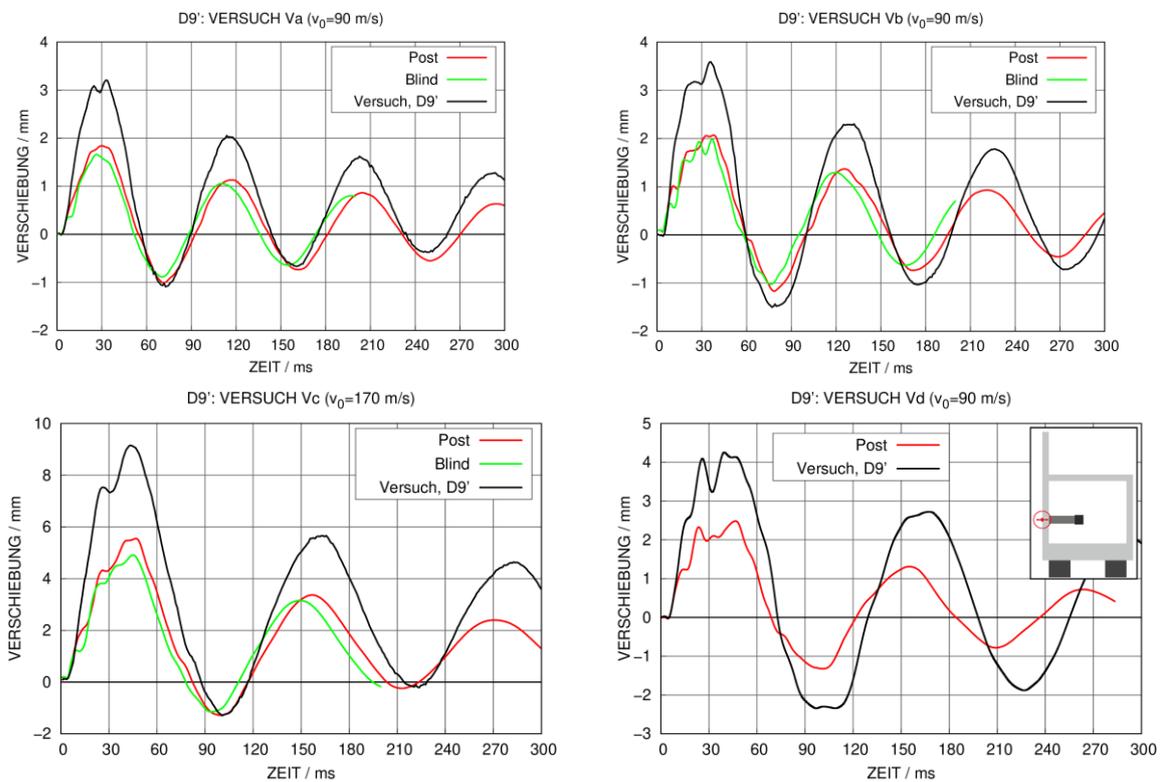


Abb. 9.30 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D9' (auf Höhe der Ankerplatte der verschweißten Komponente)

9.10 Zeitverläufe vertikaler Verschiebungen in den IRIS-3-Versuchen

In diesem Abschnitt werden Ergebnisse zu vertikalen Verschiebungen an ausgewählten Positionen verglichen. Aus Gründen der Übersichtlichkeit finden sich weitere Ergebnisse im Anhang (vgl. A.4.2). Vergleichsweise hohe vertikale Verschiebungen treten mittig auf der Decke des Versuchskörpers auf (vgl. Abb. A.31). In sämtlichen Versuchen stimmen Simulationsergebnisse und Messwerte bezüglich der maximalen Verformung sehr gut überein. Deutlich geringere Verformungen treten an den Sensoren D4V (vgl. Abb. A.32) und D6V (vgl. Abb. A.33) nahe der Bodenplatte auf. Die geringsten Werte finden sich an der Position D5 (vgl. Abb. 5.33) mittig unterhalb der Bodenplatte. Ein wesentliches Ziel bestand in der Analyse des Verhaltens der Pseudokomponenten. Abb. 9.31 zeigt die Ergebnisse für die verschweißte und Abb. 9.32 für die verschraubte Pseudokomponente. Für die verschweißte Verbindung treten lediglich geringe Unterschiede der Ergebnisse von Blind- und Postphase auf. Die verschraubte Verbindung wurde lediglich in der Post-Phase explizit abgebildet und erweist sich erwartungsgemäß als weniger steif. Für Versuch Va stimmen Simulationsergebnisse und Messdaten sehr gut überein. Bezüglich der maximalen Verschiebung treten für die Versuche Vb bis Vd Defizite auf. Es kommt tendenziell zu Unterschätzungen. Bemerkenswerterweise unterschätzen sowohl für die verschweißte als auch die verschraubte Verbindung zahlreiche Teilnehmer des Benchmarks (/BOR 19/, /GHA 19/, /SAG 19/, /VDO 19/) tendenziell die vertikalen Verschiebungen, insbesondere für Versuch Vc. Das Ergebnis der GRS zu D10 in Vc entspricht beispielsweise recht gut dem Ergebnis von /SAG 19/. Es sind keine Beiträge bekannt, in denen es zu einer Überschätzung der vertikalen Verschiebungen der Pseudokomponenten kam. Weiterhin ist bemerkenswert, dass das Simulationsergebnis zu D10 in Vc eine sehr gute Übereinstimmung zu den Versuchsdaten für D10' aufweist. Insofern kann prinzipiell ein Datenfehler nicht ausgeschlossen werden.

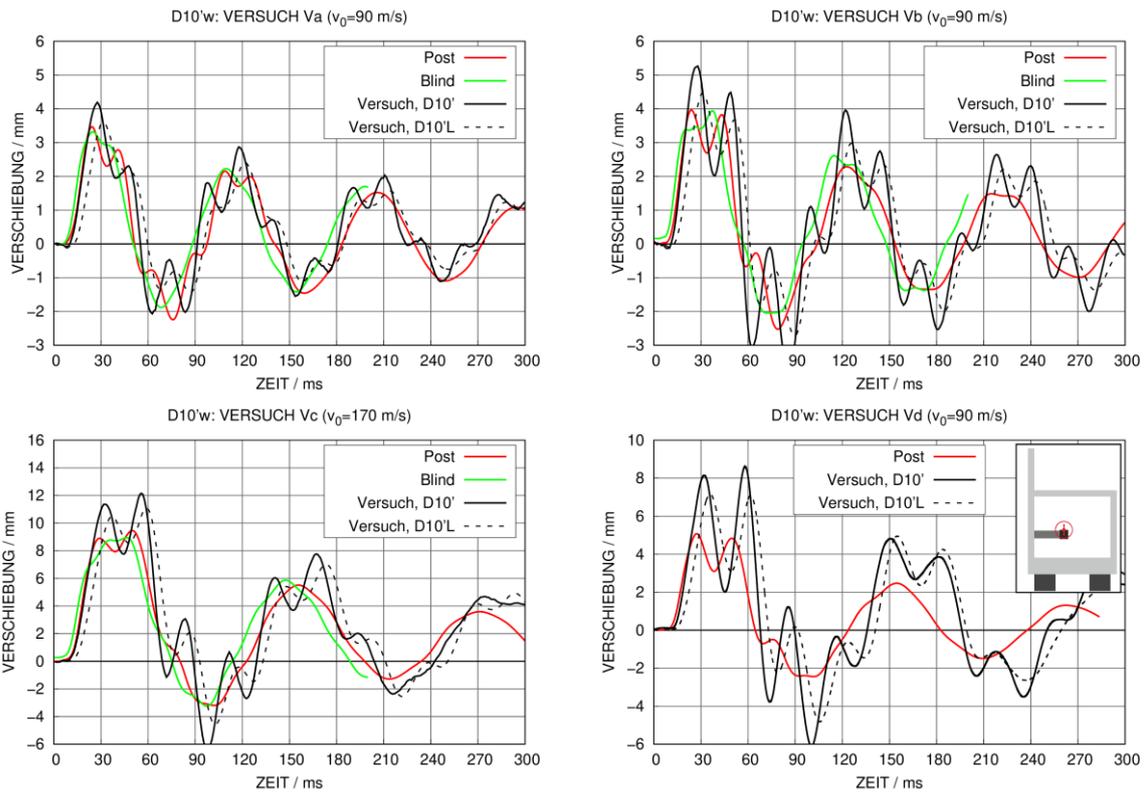


Abb. 9.31 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D10'

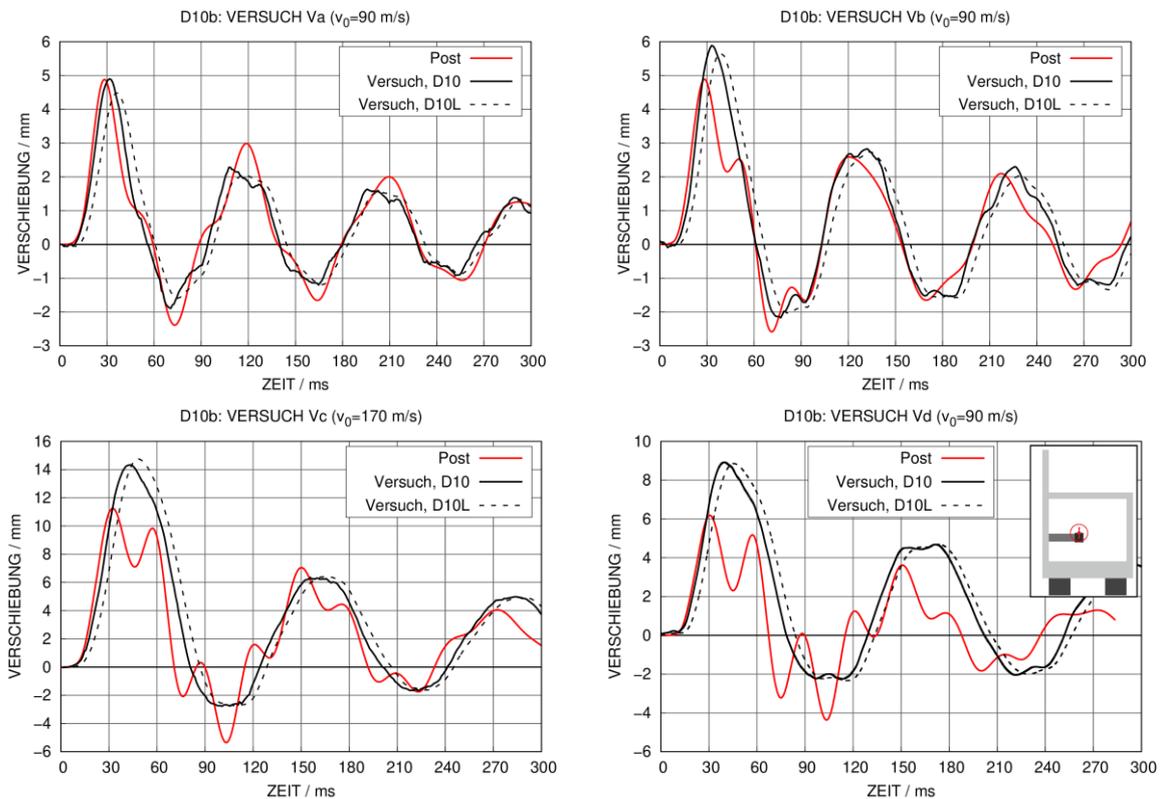


Abb. 9.32 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D10

9.11 Analyse von Beschleunigungen in den IRIS-3-Versuchen

Für die Analyse von Beschleunigungen wurden exemplarisch die Positionen A7H sowie A10bV und A10wV (vgl. Abb. 9.3) ausgewählt, da die zugehörigen Positionen als am relevantesten bewertet werden und plausible Messdaten vorliegen. Darstellungen von Zeitverläufen in den Abb. 9.33 bis Abb. 9.36 sowie im Anhang A.4.3 beziehen sich auf 1 kHz tiefpassgefilterte Daten. Absolutbeträge der Fourier-Koeffizienten wurden über die Schnelle Fourier-Transformation (FFT) mit den Subroutinen FFTPACK /SWA 82/ für FORTRAN 90 berechnet. Hierbei entspricht die betrachtete Signallänge von 1000 ms einer Frequenzschrittweite von 1 Hz. Die Berechnung von Etagenantwortspektren erfolgte in über den Newmark β - γ -Integrator mit 5 % der kritischen Dämpfung, wobei Schrittweiten von 0,1 Hz vorgenommen wurden. In der Blindphase wurde gemäß den Vorgaben der Problembeschreibung aus Rechenzeitgründen lediglich 200 ms je Versuch simuliert. Es zeigte sich, dass sich für diese Signallänge noch keine Konvergenz der Etagenantwortspektren ergibt. Weiterhin entsprechen 200 ms einer Frequenzschrittweite von ca. 5 Hz bezüglich der FFT. Aus diesen Gründen werden lediglich die Daten der Nachuntersuchung mit einer Signallänge von 1000 ms dargestellt.

Die Abbildungen Abb. 9.33 bis Abb. 9.36 vergleichen die Ergebnisse an der Position von Sensor A7H. Die dominierenden Eigenfrequenzen stimmen jeweils sehr gut überein. Für Frequenzen oberhalb von ca. 30 Hz kommt es zu gewissen Abweichungen, wofür verschiedene Ursachen verantwortlich sind. Zum einen könnten die Messdaten etwa durch Effekte der Klebstoffverbindung beeinflusst werden. Weiterhin erzeugen Steifigkeitsverluste von Betonelementen in den Simulationsrechnungen tendenziell hochfrequente Beschleunigungsanteile. Dieser Effekt ist insbesondere im Zeitverlauf von Versuch Vd (vgl. Abb. 9.36) erkennbar.

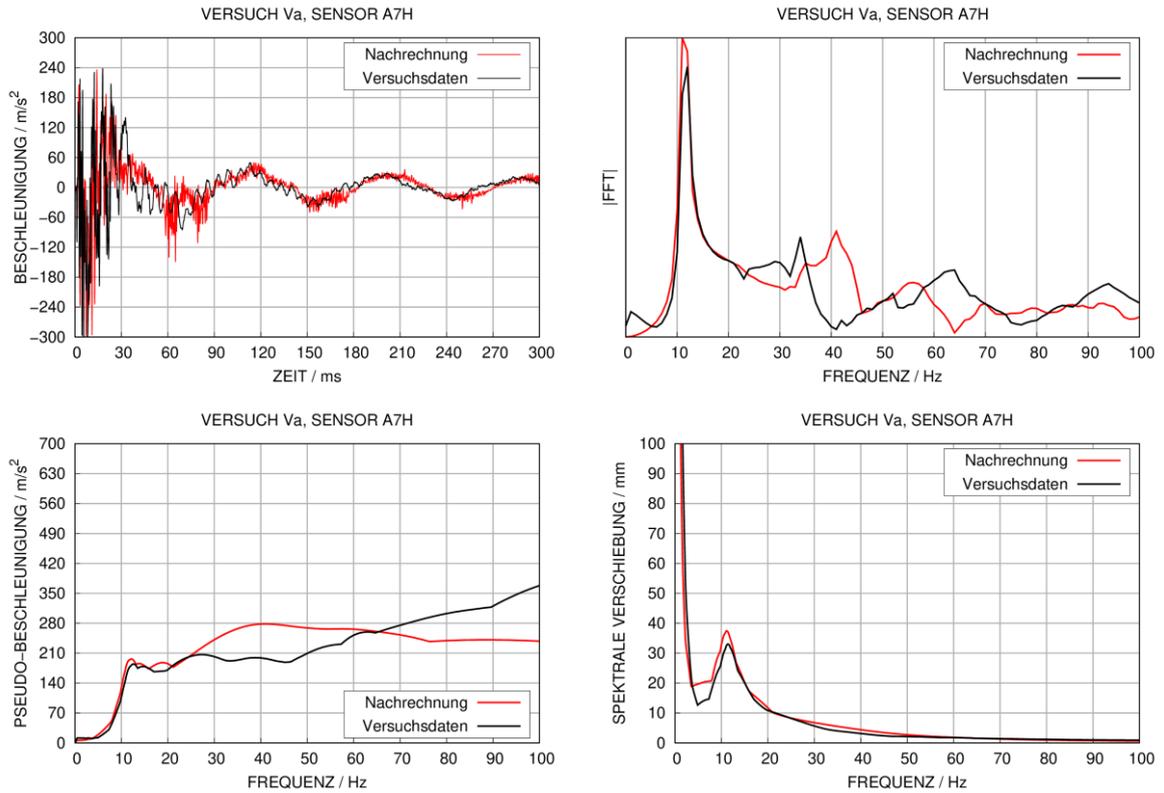


Abb. 9.33 Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Va

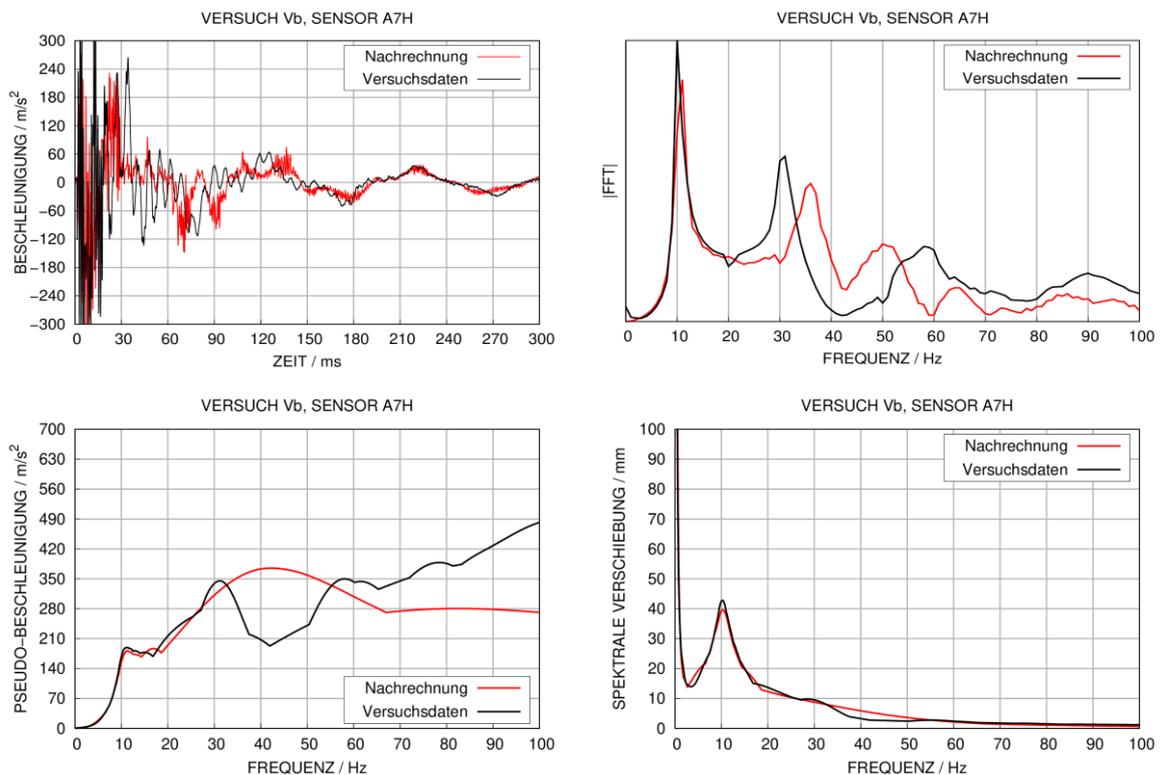


Abb. 9.34 Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vb

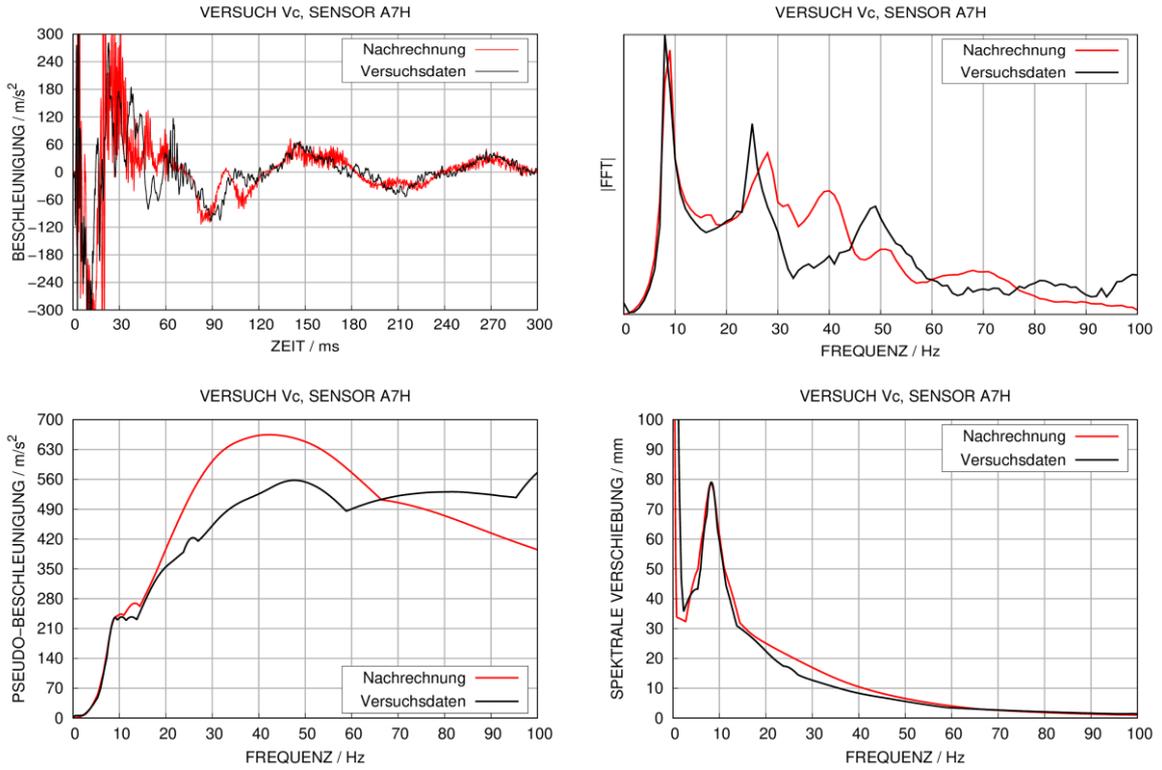


Abb. 9.35 Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vc

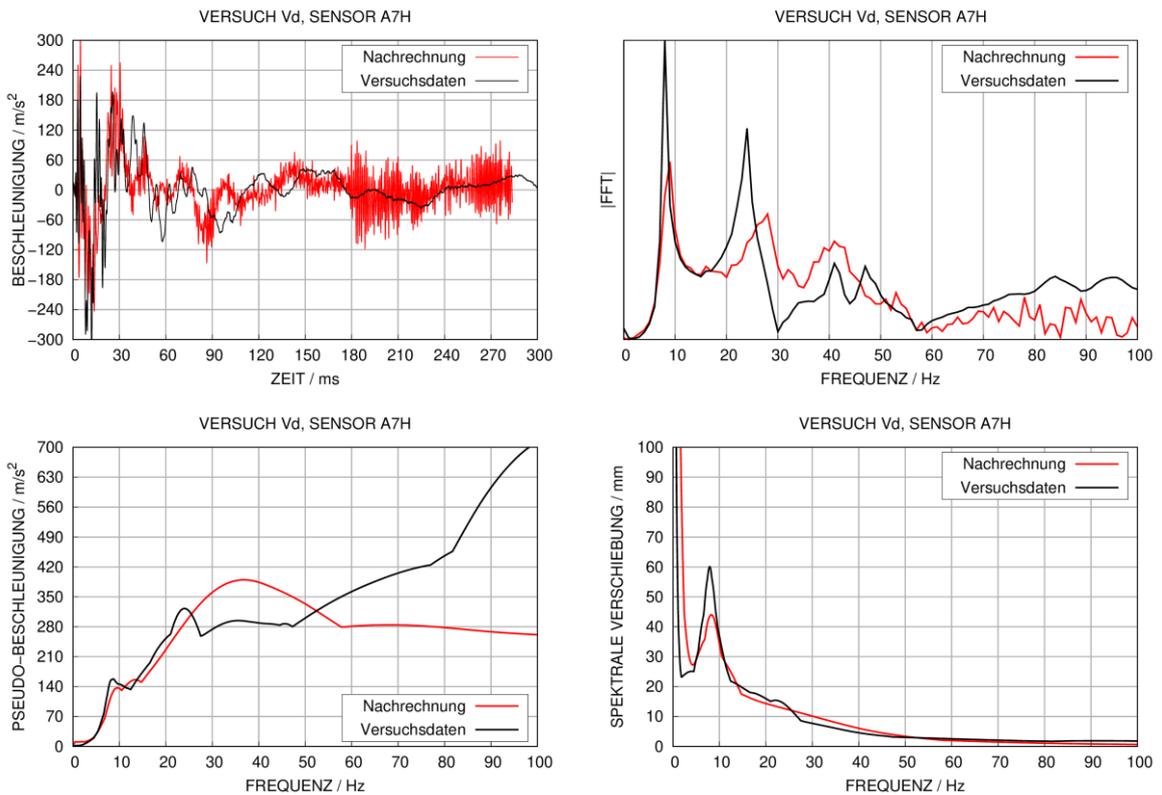


Abb. 9.36 Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vd

Tab. 9.5 Verschiebungen der Frequenz der dominierenden Nick-Mode an der Position von Sensor A7H des IRIS-3-Versuchskörpers

	Va	Vb	Vc	Vd
Fourier-Koeffizienten (Versuch)	12 Hz	10 Hz	8 Hz	8 Hz
Fourier-Koeffizienten (Simulation)	11 Hz	11 Hz	9 Hz	9 Hz
Spektrale Verschiebungen (Versuch)	11,4 Hz	1,02 Hz	8,3 Hz	7,9 Hz
Spektrale Verschiebungen (Simulation)	11,2 Hz	10,3 Hz	8,2 Hz	8,3 Hz
Spektrale Leistungsdichte (Versuch)	12 Hz	10 Hz	8 Hz	8 Hz
Spektrale Leistungsdichte (Simulation)	11 Hz	11 Hz	9 Hz	9 Hz
Ergebnis Modalanalyse (Versuch)	14,3 Hz	12,9 Hz	11 Hz	-

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden die Ergebnisse von Analysen der Beschleunigungen der Pseudokomponenten im Anhang (vgl. A.4.3) dargestellt. Es wird insbesondere anhand der FFT und der spektralen Verschiebungen deutlich, dass die Simulationsergebnisse die Messdaten unterschätzen. Besonders ausgeprägt ist die Unterschätzung für die verschweißte Komponente im Bereich von ca. 40 Hz, welcher dem Stahlträger zuzuordnen ist. Es ist bemerkenswert, dass dieses Maximum in den Versuchsdaten der verschraubten Komponente nicht auftritt.

9.12 Analyse des Dämpfungsverhaltens

Für die Analyse des Dämpfungsverhaltens wurde eine Simulation durchgeführt, bei der das Nachschwingverhalten der Struktur für jeden Versuch jeweils über einen Zeitraum von 1000 ms beobachtet wurde. Exemplarisch werden in Abb. 9.37 die berechneten Zeitverläufe von Verschiebungen an der Position von Verschiebungsaufnehmer D7 mit den Messdaten verglichen. Die Charakteristik der Signale entspricht an dieser Position der einer gedämpften harmonischen Schwingung.

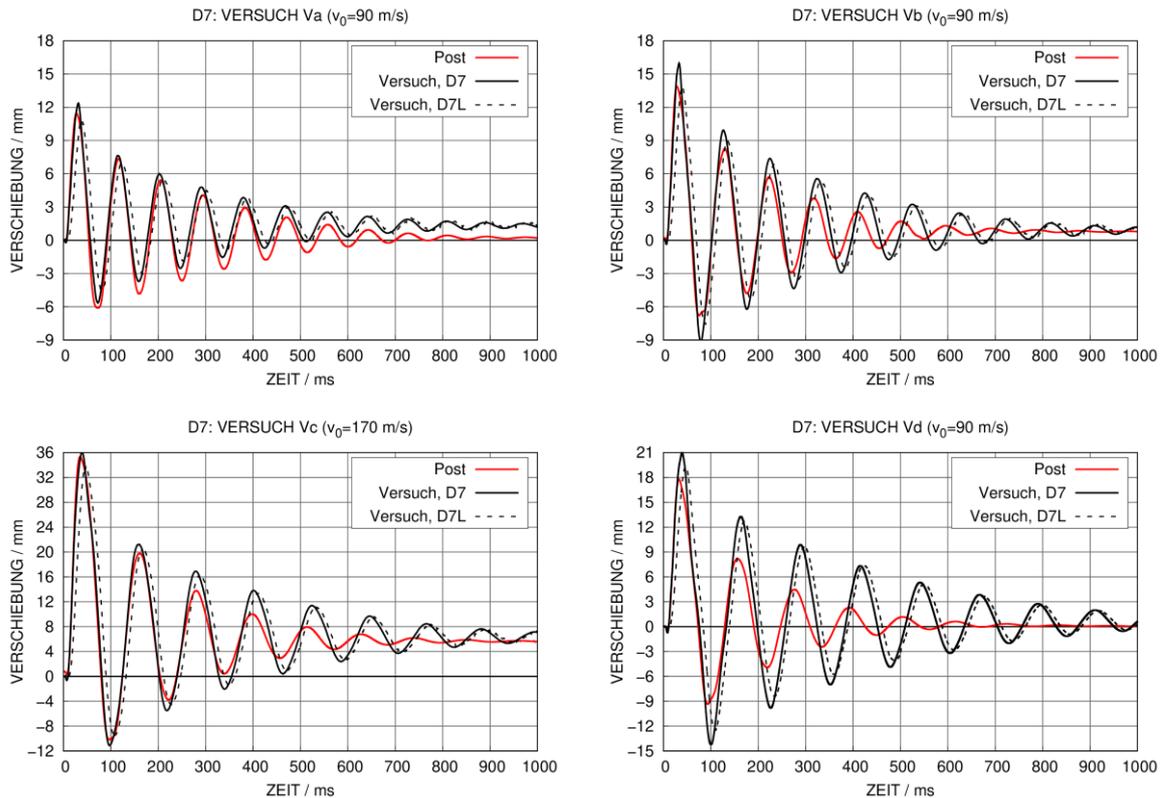


Abb. 9.37 Zeitverläufe über 1000 ms von Verschiebungen an der Position von Sensor D7 in den IRIS-3-Versuchen

Die verwendete Methodik zur Analyse des Dämpfungsverhaltens basiert auf der in /TTT 19d/ beschriebenen Vorgehensweise. Gemäß Gleichung (9.3) wird das logarithmische Dekrement δ_n aus den Verhältnissen der Maxima der anfänglichen ($n = 0$) und der n -ten Periode berechnet. Hieraus lässt sich gemäß Gleichung (9.4) das Dämpfungsverhältnis ζ_n berechnen, welches ein Maß für das Verhältnis von Dämpfung und kritischer Dämpfung darstellt.

$$\delta_n = \frac{1}{n} \ln \left[\frac{x_{max,0}}{x_{max,n}} \right] \quad (9.3)$$

$$\zeta_n = \left[1 + \left(\frac{2\pi}{\delta_n} \right)^2 \right]^{-1/2} \quad (9.4)$$

In Abb. 9.38 erfolgt ein Vergleich der Dämpfungsverhältnisse an der Position von Verschiebungsaufnehmer D7. Es lässt sich eine Abnahme der Dämpfung in höheren Perioden beobachten, was von der Simulation reproduziert wird. Die höchsten Dämpfungen treten in den ersten Perioden von Versuch Vc auf. In der Tendenz überschätzt die

Simulation die Dämpfungen. Dieser Effekt äußert sich insbesondere ab dem Versuch Vb und ist auch anhand der Zeitverläufe klar erkennbar.

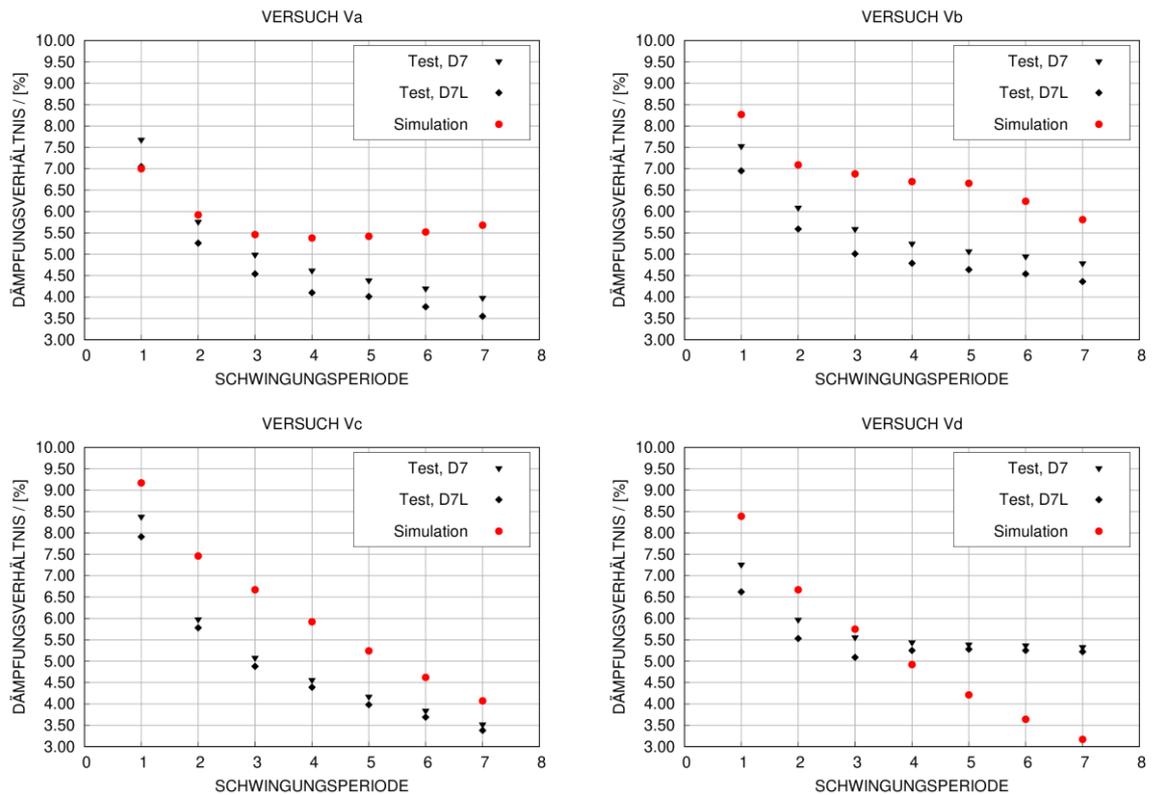


Abb. 9.38 Vergleich von Dämpfungsverhältnissen an der Position des Sensors D7 der IRIS-3-Versuche

Ein entsprechender Vergleich von Dämpfungsverhältnissen für die Position D9b erfolgt in Abb. 9.39. An dieser Sensorposition unterschätzt die numerische Simulation die gemessenen horizontalen Verschiebungen (vgl. Abb. 9.29). Die Dämpfungsverhältnisse an Position D9b weisen eine hohe Übereinstimmung mit den Ergebnissen an Position D7 auf.

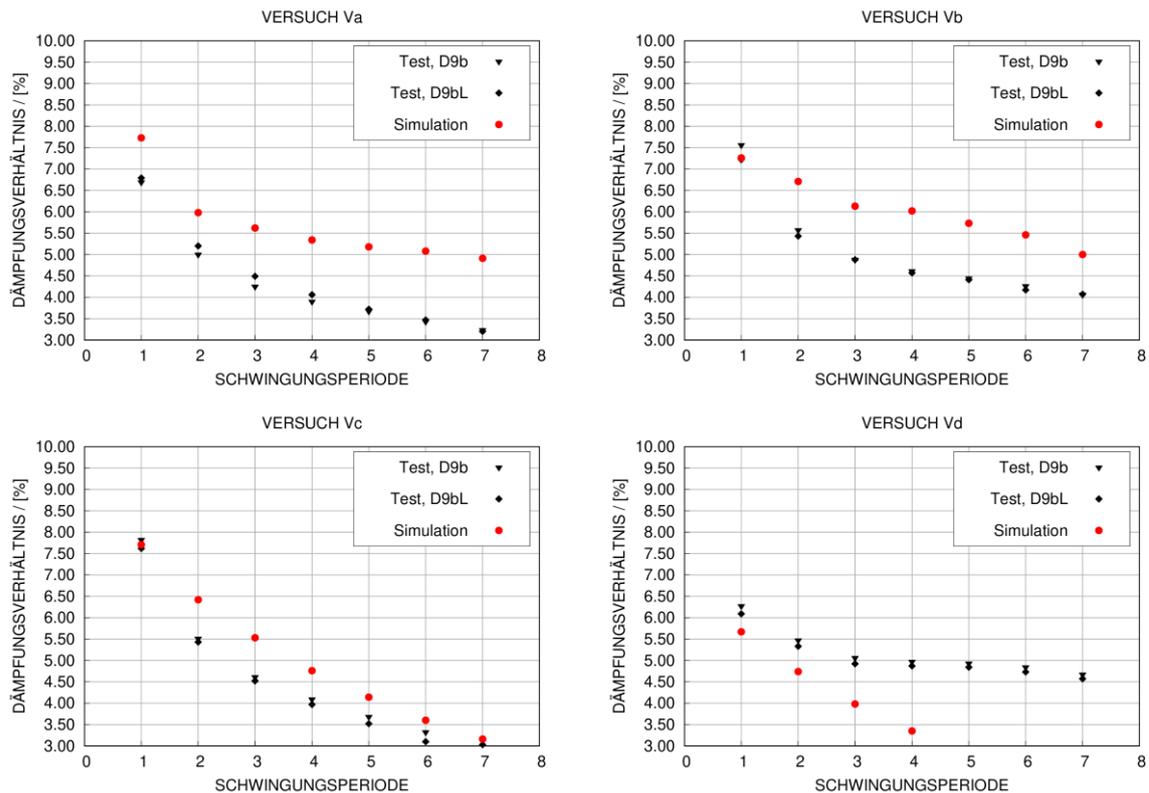


Abb. 9.39 Vergleich von Dämpfungsverhältnissen an der Position des Sensors D9b der IRIS-3-Versuche

Generell lässt sich feststellen, dass in den meisten Fällen die Verschiebungssignale Anteile von höherfrequenten Moden enthalten. Insofern ist die Anwendbarkeit der hier vorgestellten Methode auf wenige Messpositionen beschränkt. Die ermittelten Dämpfungsverhältnisse im Bereich von ca. 3,5 % bis ca. 8,5 % sinken tendenziell in höheren Schwingungsperioden. Der Effekt der Aufprallgeschwindigkeit auf die Dämpfungsverhältnisse ist vergleichsweise gering. In den verwendeten Simulationen wird Dämpfung über die Materialmodelle sowie die Hourglass-Dämpfung abgebildet. Vor dem Hintergrund der Überschätzung der Dämpfung erscheint diese Art der Darstellung der Dämpfung hinreichend genau zu sein. Von einer Definition zusätzlicher Dämpfungsterme wurde daher Abstand genommen.

9.13 Dehnungen des Betons auf der Frontseite in den IRIS-3-Versuchen

Auf der Vorderseite der Frontwand sind an drei Positionen DMS (vgl. Abb. 9.4) aufgeklebt. Der verwendete DMS-Typ KYOWA KC70-120-A1-11 weist eine Messlänge von 67 mm auf. Gemäß der Orientierung der DMS werden die Versuchsdaten mit berechneten Dehnungen ε_{xx} (GS1), $0,5 \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{xy})$ (GS2) bzw. ε_{yy} (GS3) verglichen.

Hierbei ist zu beachten, dass die durchschnittliche Elementkantenlänge von 12,5 mm deutlich kleiner als die Messlänge der DMS ist. Dementsprechend wurden die Dehnungen neben einer Berechnung auf Elementebene auch über Verschiebungen von Knotenpaaren ermittelt, deren Abstände etwa der Messlänge der DMS entsprechen. Infolge elektromagnetischer Störungen sind die Versuchsrohdaten stark verrauscht und erforderten eine Tiefpassfilterung. Ebenso weisen die auf Elementebene berechneten numerischen Daten insbesondere zu späteren Zeiten hochfrequente Anteile auf. Analog zu den Versuchsdaten wurden die Ergebnisse der numerischen Untersuchung einer 1 kHz Butterworth-Tiefpassfilterung unterzogen. In sämtlichen Versuchen kommt es zunächst zu Kompression für alle Sensorpositionen. Dies wird von den aus Knotenverschiebungen berechneten numerischen Daten bestätigt. Insbesondere für spätere Versuche weichen die auf Elementebene berechneten Dehnungen bezüglich anfänglicher und permanenter Werte von den aus Knotenverschiebungen berechneten Dehnungen ab. Unter Zugbelastung kann eine Schädigung der DMS nicht ausgeschlossen werden, da sich Betonrisse im Bereich der Klebestelle ausbilden können. Vor diesem Hintergrund sind die Versuchsdaten in Teilen kritisch zu bewerten.

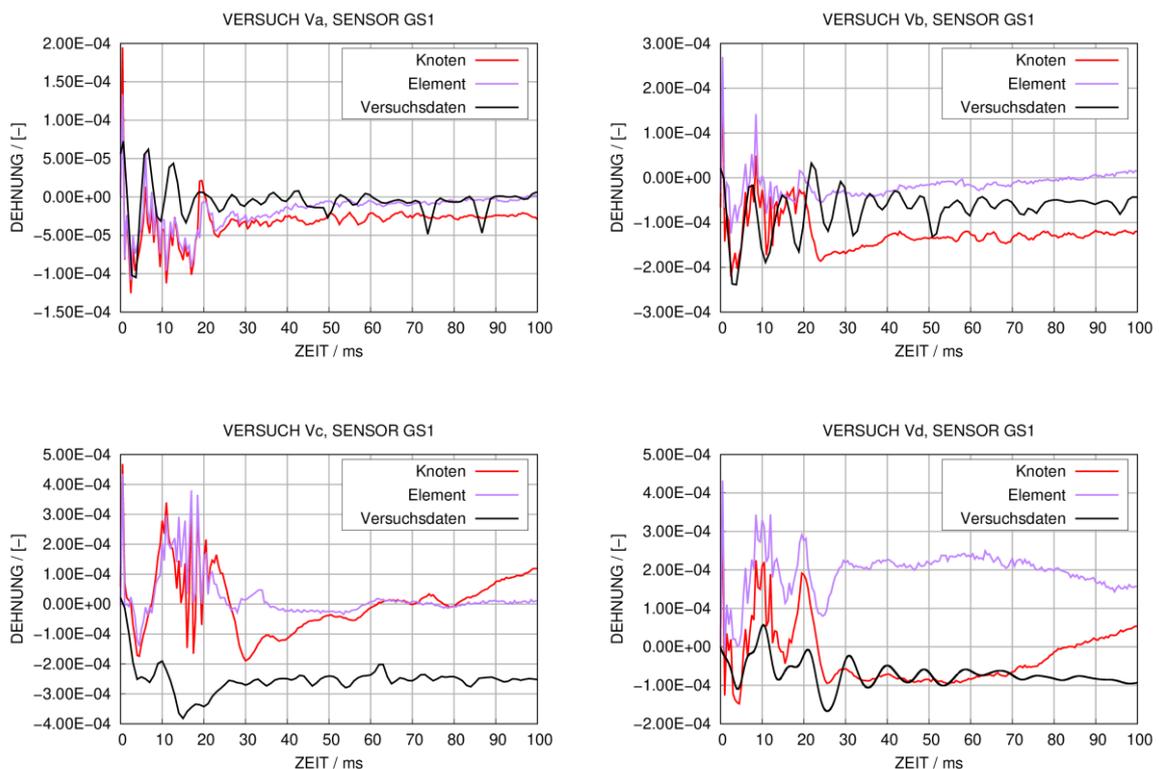


Abb. 9.40 Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS1 in den IRIS-3-Versuchen

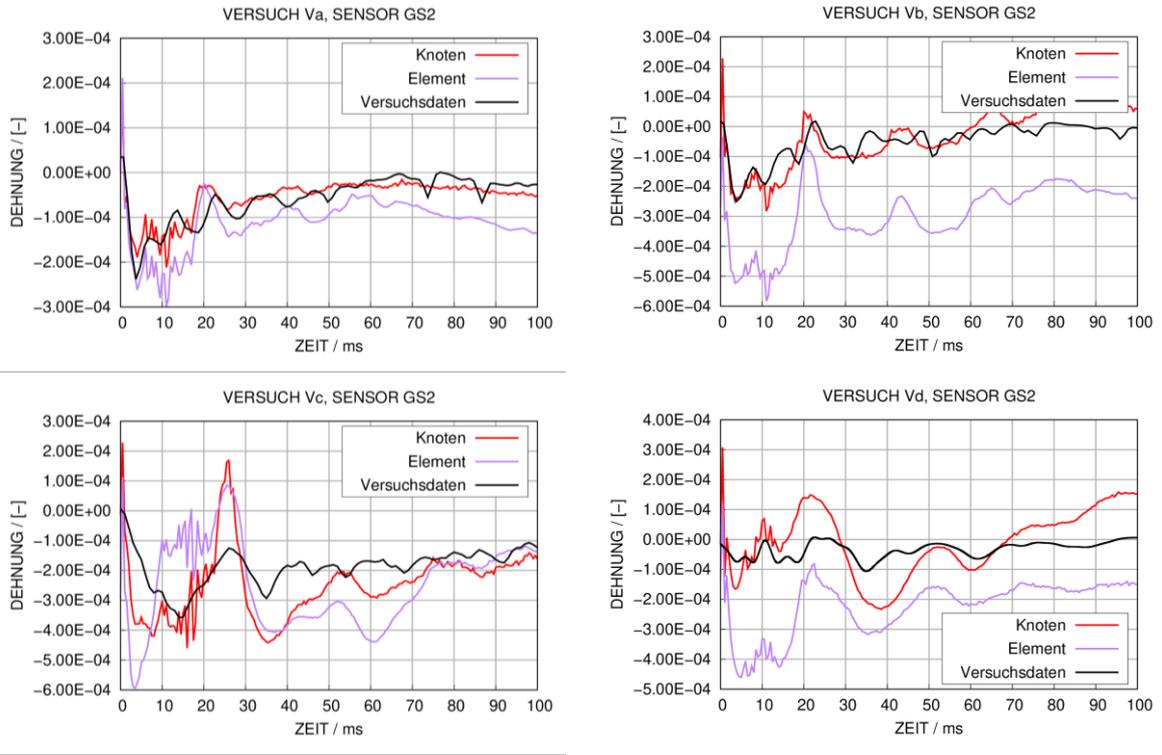


Abb. 9.41 Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS2 in den IRIS-3-Versuchen

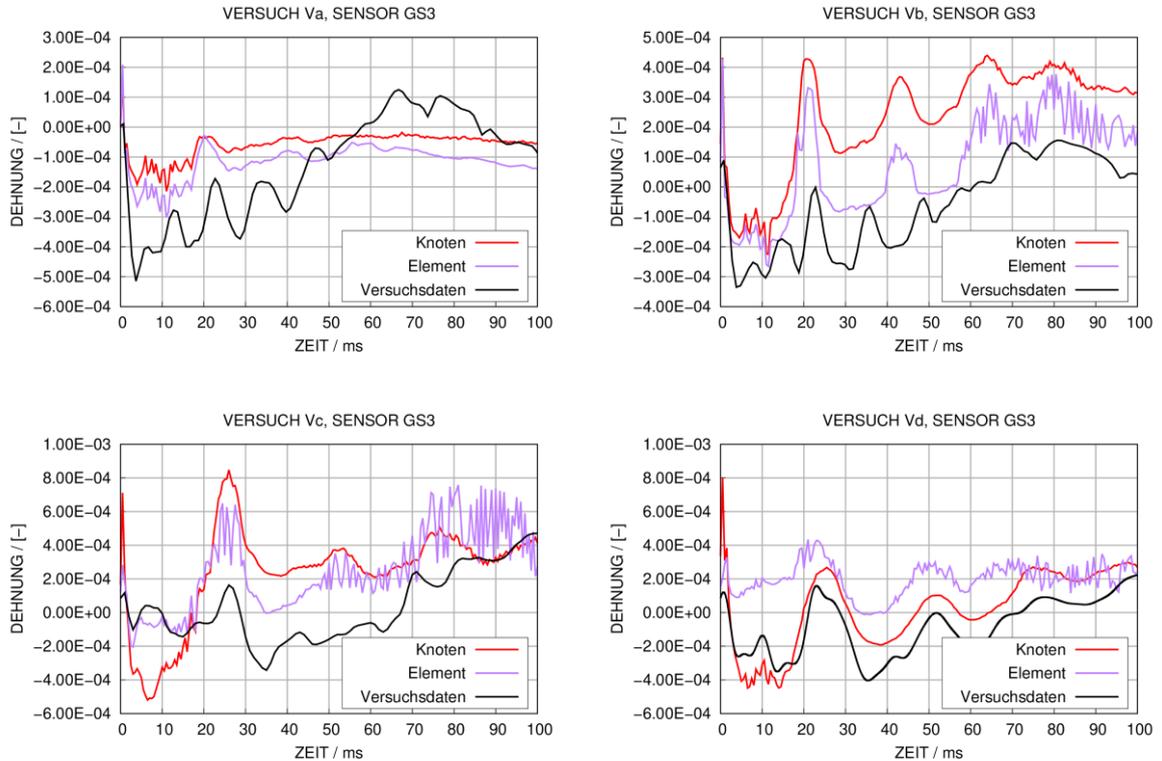


Abb. 9.42 Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS3 in den IRIS-3-Versuchen

9.14 Sensitivitätsstudien

Im Rahmen der Arbeiten zu IRIS-3 wurden sowohl in der Blindphase als auch in der Postphase umfangreiche Sensitivitätsstudien durchgeführt. Ein wesentliches Ziel der Sensitivitätsstudien bestand in der Identifizierung der Modellierungsparameter, welche für die in der Post-Phase erreichten Verbesserungen der Ergebnisse verantwortlich sind. Ausgewählte Ergebnisse hierzu werden im Folgenden vorgestellt.

9.14.1 Betonmodell

Die berechneten Verschiebungen des Versuchskörpers weisen sowohl im Aufprallbereich als auch in äußeren Bereichen eine hohe Sensitivität hinsichtlich der Wahl des Materialmodells für Beton auf (vgl. Abb. 9.43). Dies gilt sowohl für die Elongationen als auch für die Frequenzen. Insofern kommt der Wahl eines Betonmodells und der Kalibrierung der Modellparameter eine entscheidende Bedeutung zu (vgl. auch /VDO 19/). Die sich anhand von Abb. 9.43 abzeichnenden Tendenzen spiegeln sich teilweise auch in Erfahrungsberichten anderer Teilnehmer des IRIS-3-Benchmarks wider. So erzielten Sagals et al. /SAG 19/ sehr gute Ergebnisse bezüglich der Verschiebungen. In ihrem Modell wurde der Aufprallbereich mit dem Winfrith-Modell abgebildet und über Koppelungsbedingungen an Schalenelemente angebunden, in welchen der Stahlbeton mit dem Eurocode-2-Modell abgebildet wurde. Allerdings zeigte dieses Modell eine Unterschätzung bezüglich der permanenten Verformungen an der Position von D01, ähnlich den Ergebnissen der GRS (vgl. Abb. 9.48). Das K&C-Modell neigt zu einer Überschätzung der Schädigung, welche sich insbesondere in der Verformung an der Position von D01 in Versuch Vc äußert. Ein ähnlicher Befund für das K&C-Modell wurde von van Dorselaer et al. /VDO 19/ vorgestellt. Eine ebenfalls von van Dorselaer et al. durchgeführte Simulation mit dem RHT-Modell zeigt eine deutliche Unterschätzung der maximalen Verformung an der Position von D01, welche in SimSEB mit dem RHT-Modell zufriedenstellend reproduziert wurde. Ghadimi Khasraghy et al. /GHA 19/ benutzten das CSCM-Modell, wobei die Ergebnisse sich insbesondere an der Position von D01 jedoch von den in Abb. 9.43 gezeigten recht stark unterscheiden. In der in SimSEB durchgeführten Simulation mit dem CSCM-Modell ist eine deutliche Unterschätzung der Schädigung zu verzeichnen. Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass neben der Wahl des Betonmodells noch weitere Modellierungsparameter die Simulationsergebnisse beeinflussen. Ebenso ist davon auszugehen, dass der Eingabeparametersatz des Betonmodells einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse aufweisen kann. Lediglich in wenigen Fällen lassen sich den Referenzen Detailinformationen über die verwendeten

Eingabeparameter entnehmen. Weiterhin zeigten die Ergebnisse der Teilnehmer des IRIS-3-Benchmarks, welche LS-DYNA verwendeten, dass das Verhalten des Versuchskörpers mit dem Winfrith-Modell am realistischsten abgebildet werden konnte.

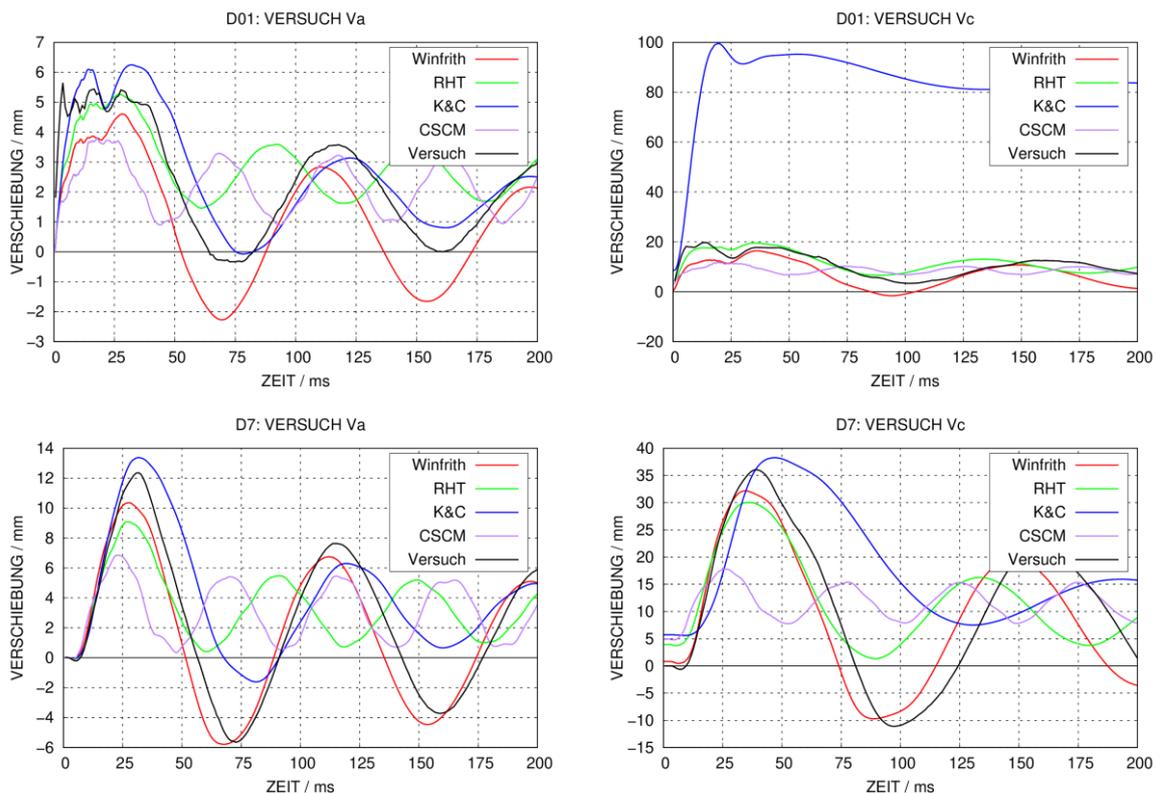


Abb. 9.43 Einfluss der Wahl des Materialmodells für Beton auf Verschiebungen des IRIS-3-Versuchskörpers an den Positionen D01 und D7

9.14.2 Gravitation

Bislang wurden in der GRS Simulationen zu Aufprallversuchen stets unter Vernachlässigung der Gravitation durchgeführt. Da die Auswirkungen der Gravitation auf die Ausbreitung induzierter Erschütterungen in komplexen Strukturen untersuchenswert waren, wurden diesbezüglich Parameterstudien durchgeführt. In der Referenzrechnung wurden die durch das rampenförmige Aufbringen der Gravitation induzierten Schwingungen über einen Zeitraum von 100 ms relaxiert. Bezüglich vertikaler Verschiebungen (vgl. Abb. 9.44) sind gewisse Effekte erkennbar, die auf eine geringfügig höhere Steifigkeit der Struktur schließen lassen. Ähnliches gilt für die vertikalen Verschiebungen der Pseudokomponenten (vgl. Abb. 9.45), wenngleich die Effekte auch hier als gering zu bewerten sind.

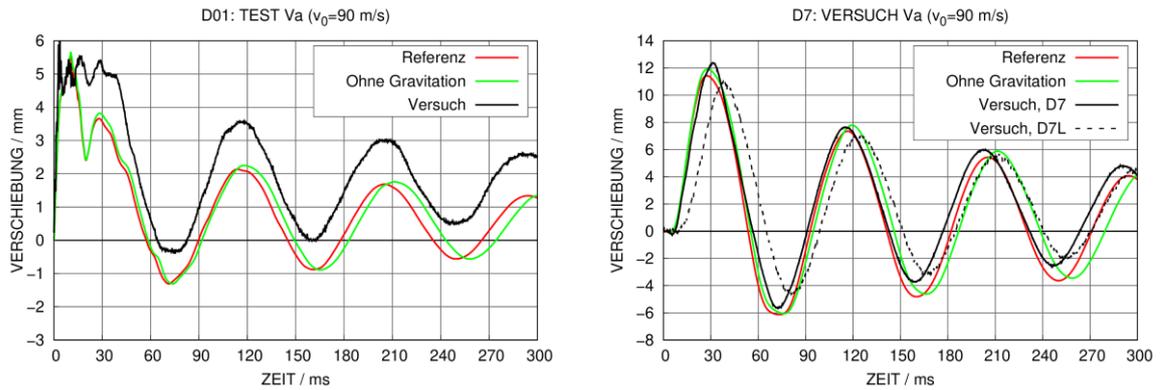


Abb. 9.44 Einfluss der Gravitation auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen

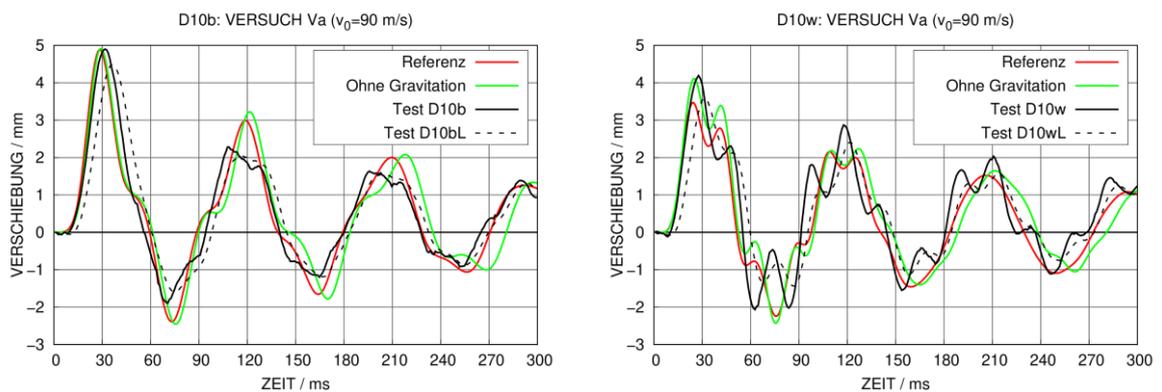


Abb. 9.45 Einfluss der Gravitation auf vertikale Verschiebungen der Pseudokomponenten in IRIS-3-Versuch Va

9.14.3 Kopplungsmethode

In der Blindphase von IRIS-3 wurde zur Kopplung von Stahl und Beton die Option `*Constrained_Lagrange_in_Solid` verwendet. In der Referenzrechnung der Post-Phase wurde stattdessen `*Constrained_Beam_in_Solid` verwendet. Abb. 9.46 vergleicht die Ergebnisse bezüglich der Verschiebungen an den Positionen D01 und D7 für Versuch Va. Es ist insbesondere für die zentralen Verschiebungen an Position D01 ein Effekt auf die Frequenzen der Verschiebungsverläufe erkennbar, wobei die Ergebnisse der Option `*Constrained_Beam_in_Solid` eine geringere Steifigkeit aufweisen und als realistischer einzustufen sind. Anhand der Parameterstudien wurde die Kopplungsmethode als der wesentliche Parameter zur Modellverbesserung identifiziert.

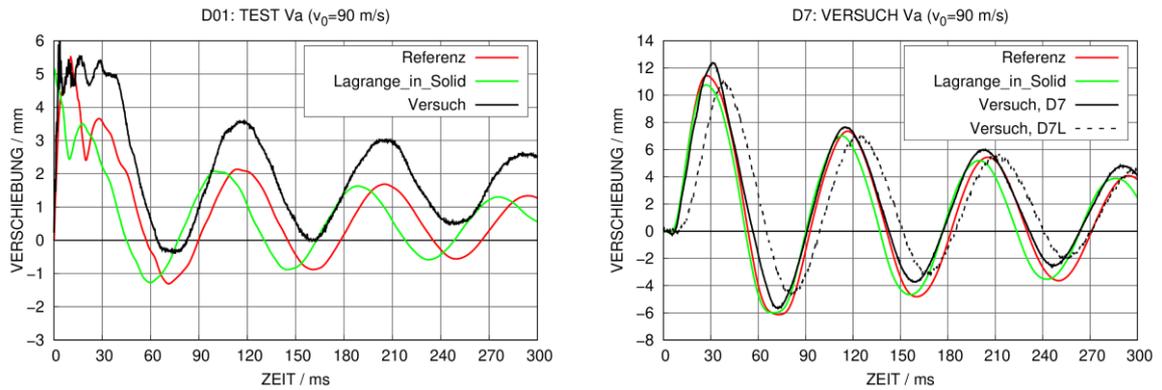


Abb. 9.46 Einfluss der Kopplung von Stahl und Beton auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen

9.14.4 Hourglass-Dämpfung

Sowohl im Rahmen der Blind-Phase als auch der Post-Phase wurde die Methode zur Dämpfung der Nullenergie-Verformungen (Hourglass-Verformungen) der Betonelemente variiert. Standardmäßig wurde eine auf viskoser Dämpfung basierende Form (HGTYPE 1 in LS-DYNA) verwendet, wohingegen Typ 4 und Typ 6 auf Dämpfung über zusätzliche Steifigkeiten basieren. Im Rahmen der Blind-Phase zeigten sich geringe Unterschiede während des hier betrachteten Zeitraums von 200 ms (vgl. Abb. 9.47). Im Rahmen der Post-Phase wurde ein Vergleich zwischen Typ 1 und Typ 4 durchgeführt, welcher sich über einen längeren Zeitraum erstreckt (vgl. Abb. 9.48). Es bestehen signifikante Unterschiede zwischen den mit beiden Methoden berechneten Verschiebungen, insbesondere hinsichtlich des Dämpfungsverhaltens. Auf dieser Grundlage lässt sich schlussfolgern, dass in diesem Anwendungsfall viskose Steifigkeitsdämpfung zu bevorzugen ist.

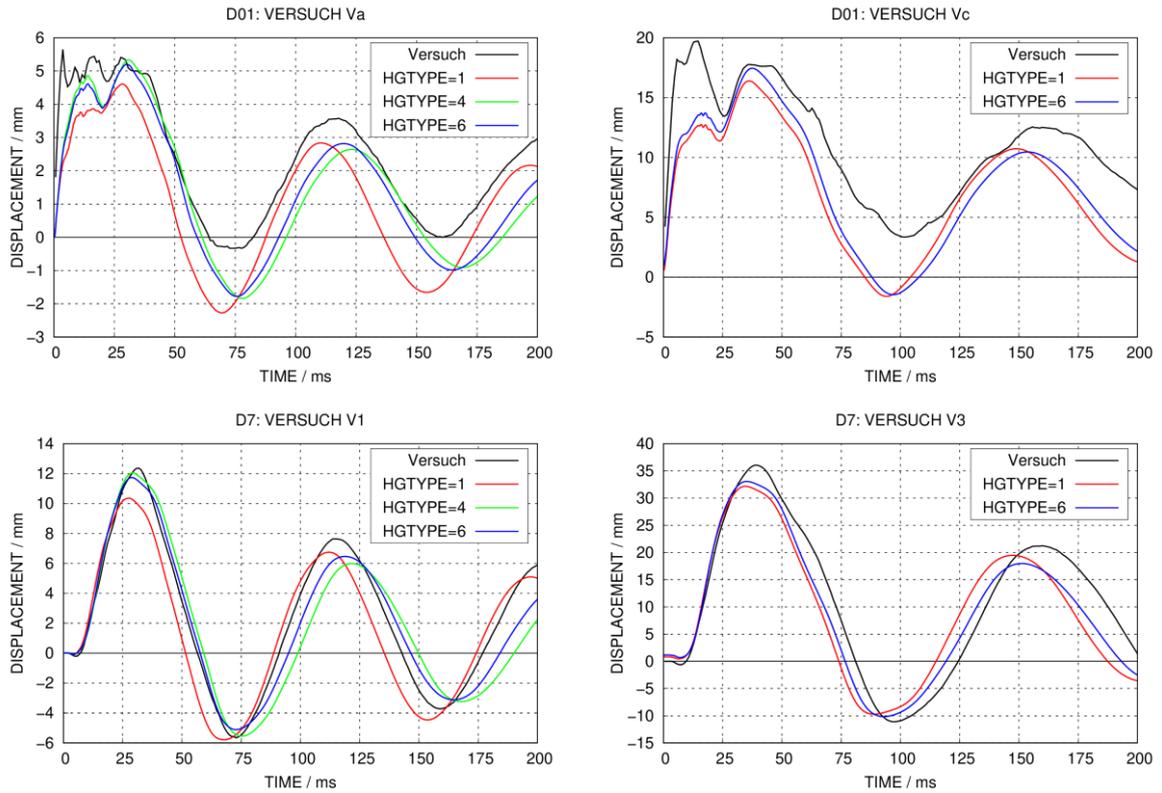


Abb. 9.47 Einfluss der Hourglass-Dämpfung auf Verschiebungen bei der Simulation der IRIS-3-Versuche in der Blind-Phase

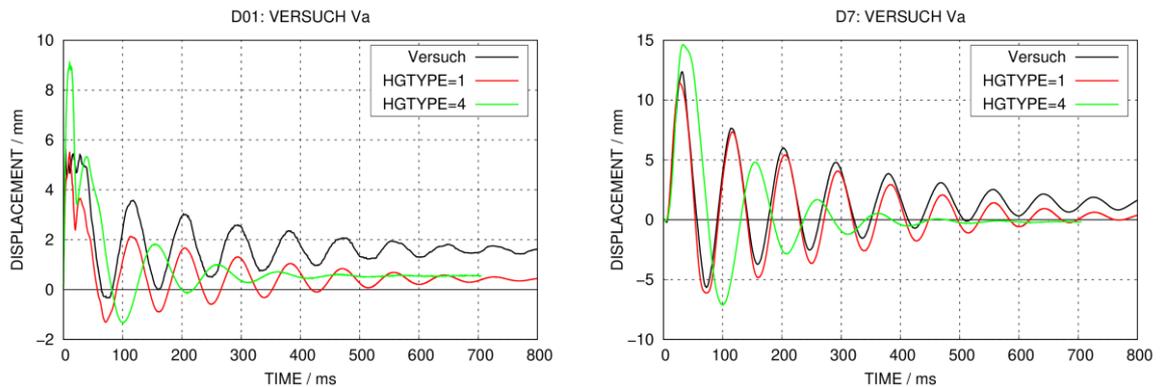


Abb. 9.48 Einfluss der Hourglass-Dämpfung auf Verschiebungen bei der Simulation der IRIS-3-Versuche in der Post-Phase

9.14.5 Form der Lastaufbringung

In der Blind-Phase wurde neben dem Aufbringen der Belastung als LTF für Versuch Va auch eine gekoppelte Rechnung durchgeführt. Die gekoppelte Simulation mit expliziter Modellierung des Kontaktes von Projektil und Versuchskörper bietet die Vorteile, dass Effekte des Versatzes des Kontaktpunktes berücksichtigt werden können und

Unsicherheiten bezüglich der belasteten Fläche entfallen. Wesentlicher Nachteil besteht im erhöhten Rechenzeitbedarf. Ferner wurden die Formen der LTF variiert, wobei die in Abb. 9.10 dargestellten LTF verwendet wurden. Bezüglich der Form der LTF sind die Ergebnisse weder im Aufprallbereich noch in außenliegenden Regionen sensitiv (vgl. Abb. 9.49 und Abb. 9.50). In gekoppelten Rechnungen ergeben sich vergleichsweise geringe Unterschiede. Diese sind im Aufprallbereich ausgeprägter als in außenliegenden Bereichen, wie auch eine entsprechende Studie der Post-Phase (vgl. Abb. 9.51) zeigte.

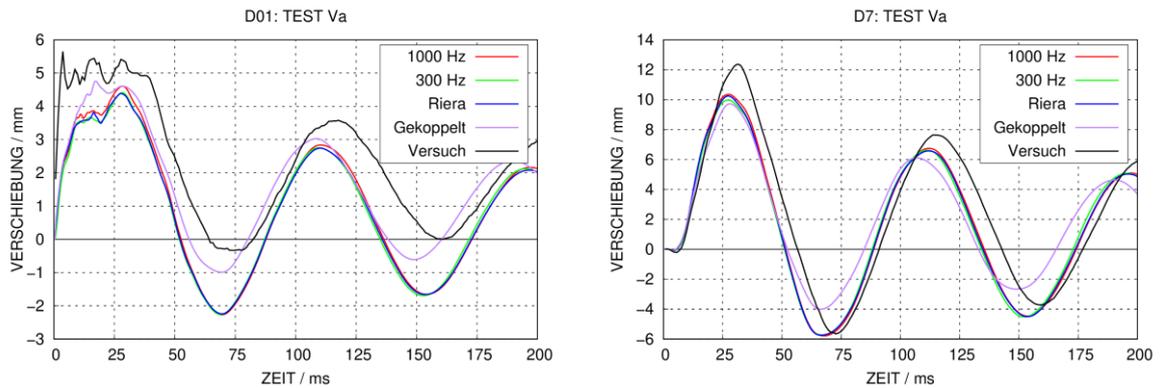


Abb. 9.49 Einfluss der Lastaufbringung und der LTF auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen

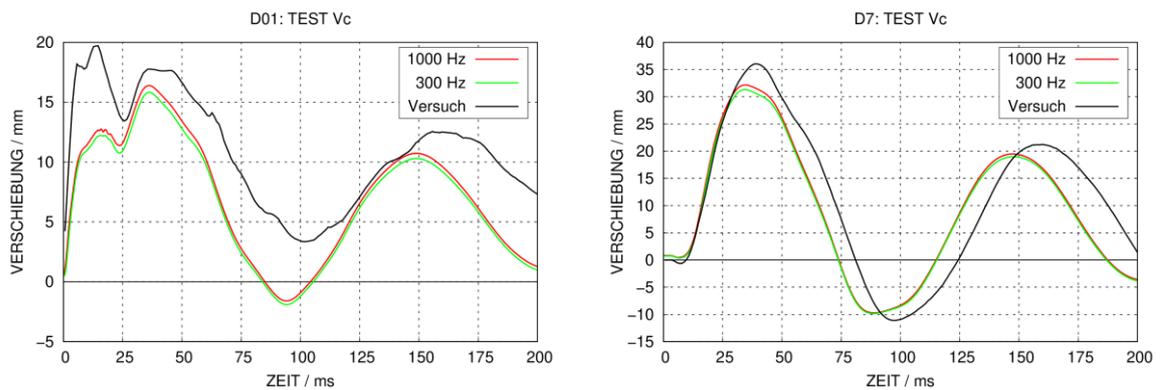


Abb. 9.50 Einfluss der LTF auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Vc an ausgewählten Sensorpositionen

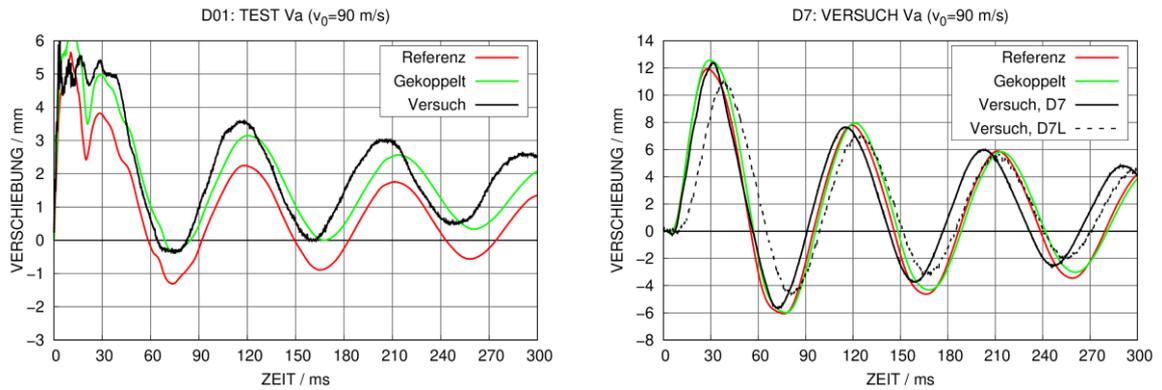


Abb. 9.51 Einfluss der Lastaufbringung auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen

9.14.6 Abbildung der Randbedingung

Es wurde eine Alternative zur Abbildung der Randbedingung erprobt, welche in Abb. 9.52 dargestellt ist. Hierbei werden die Spannglieder über Schweißpunkt-Elemente (Balkenelementtyp 9) abgebildet, welche die untere Ankerplatte mit dem Laborboden verbinden. Zwischen der mit Schalenelementen abgebildeten unteren Ankerplatte und dem über Volumenelemente abgebildeten Laborboden wurde eine Kontaktbedingung definiert, welche Reibung und Schalendicken berücksichtigt. Es besteht die Möglichkeit, über die Option *Initial_Axial_Force_Beam über eine Axialkraft ein Anzugsmoment in den Spanngliedern zu definieren. Über die derart geänderte Randbedingung werden bezüglich vertikaler und horizontaler Verschiebung Unterschiede im Vergleich zur Fixierung der Spanngliederpositionen (vgl. Abb. 9.7) erwartet.

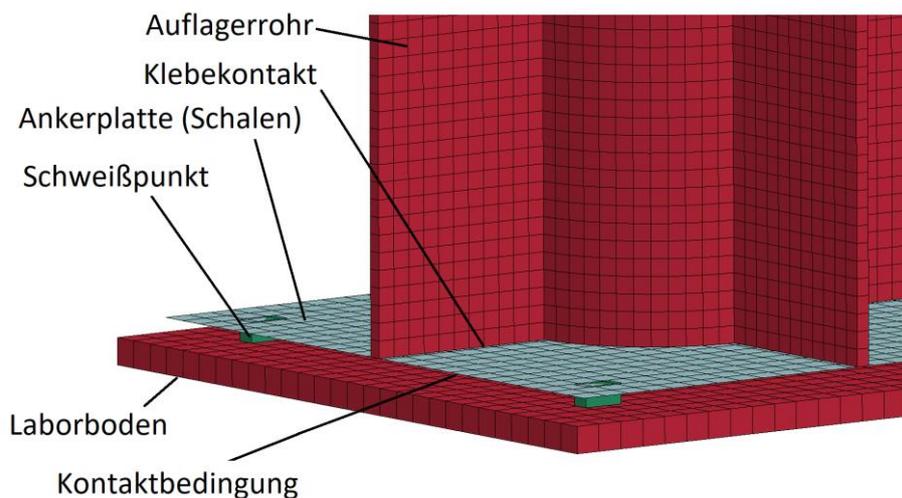


Abb. 9.52 Variation der Abbildung der Randbedingung im IRIS-3-Rechenmodell

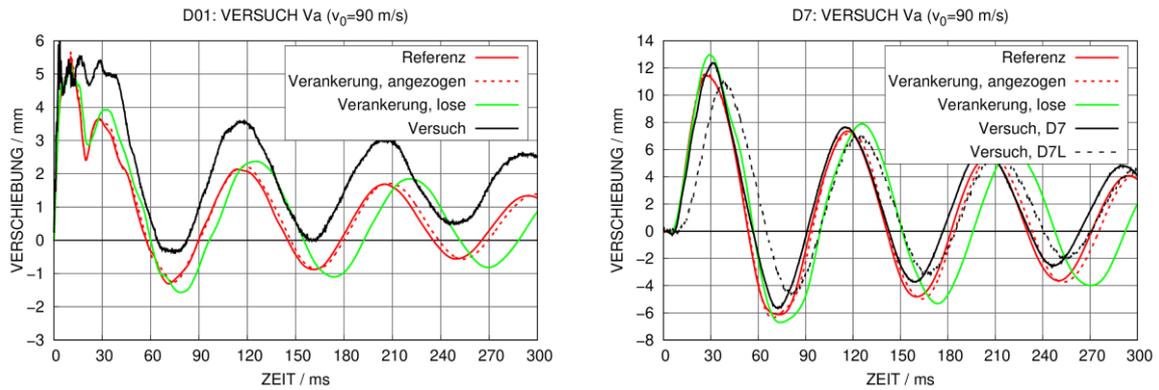


Abb. 9.53 Einfluss der Randbedingung auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen

Da Anzugsmomente und Gewindetypen nicht dokumentiert waren, wurde anhand des Durchmessers von 32 mm auf Basis von Tabellen /GRO 11/ für die resultierenden möglichen Axialkräfte der Bereich zwischen 250 kN und 450 kN abgeschätzt. In Abb. 9.53 wird für Versuch Va der Einfluss der Randbedingung auf die Frequenzen deutlich, sofern kein Anzugsmoment berücksichtigt wird. Bei Berücksichtigung eines Anzugsmomentes werden im Wesentlichen die Ergebnisse der ursprünglichen Randbedingung reproduziert. Hierbei zeigte sich, dass die Ergebnisse im Bereich zwischen 250 kN und 450 kN nicht sensitiv bezüglich der Axialkraft sind.

Eine Zielsetzung bei der Variation der Randbedingung bestand in der Untersuchung der Einflüsse auf die Verschiebungen im unteren Bereich des Versuchskörpers. Es zeigte sich, dass an den Positionen von D6H und D6V auf der Rückseite des Versuchskörpers die Verschiebungen unterschätzt wurden. Weiterhin kam es hier zu einer Unterschätzung an den Positionen von D9 und D9' (vgl. Abb. 9.29 und Abb. 9.30), wobei sich die Frage nach den Auswirkungen auf die Schwingungsausbreitung in die Pseudokomponenten stellte. Die Effekte auf die horizontalen Verschiebungen im unteren Bereich sind für die Simulationsrechnung mit Anzugsmoment in Versuch Vc an Position von D4H marginal (vgl. Abb. 9.54) und im Übrigen nicht vorhanden.

Bezüglich der Maxima der vertikalen Verschiebungen sind die Ergebnisse bei Berücksichtigung eines Anzugsmomentes identisch mit denen der Referenzrechnung. Es finden sich teilweise bis zu 60 % höhere horizontale Verschiebungen in der Rechnung ohne Anzugsmoment, wobei aber die geringen absoluten Werte der Verschiebung zu beachten sind. An Position von D4V überschätzt die Simulation ohne Anzugsmoment die Verformungen sowohl im Zug- wie im Druckbereich. Bei Berücksichtigung des

Anzugsmoments ergeben sich für D4V realistischere Ergebnisse. Demgegenüber ist die Simulation ohne Anzugsmoment eher dazu geeignet, die Verschiebungen im Druckbereich an der Position von D6V zu reproduzieren, wobei es allerdings zu gewissen Überschätzungen kommt. Im Rahmen einer weiteren Parameterstudie wurde in einer Simulation mit Anzugsmoment der Versuch unternommen, die Steifigkeit des Laborbodens über Volumenelemente abzubilden. Hierbei wurden geringfügig höhere vertikale Verformungen im Druckbereich, d. h. nach unten, berechnet. In Anbetracht der insgesamt sehr geringen Unterschiede auf das globale Verhalten erscheinen jedoch die Modellanpassungen zur realitätsnäheren Darstellung der Randbedingung nicht notwendig. Hierbei ist auch zu beachten, dass Detailinformationen über die geometrische Ausführung, die Bodensteifigkeiten und die Anzugsmomente nicht verfügbar waren.

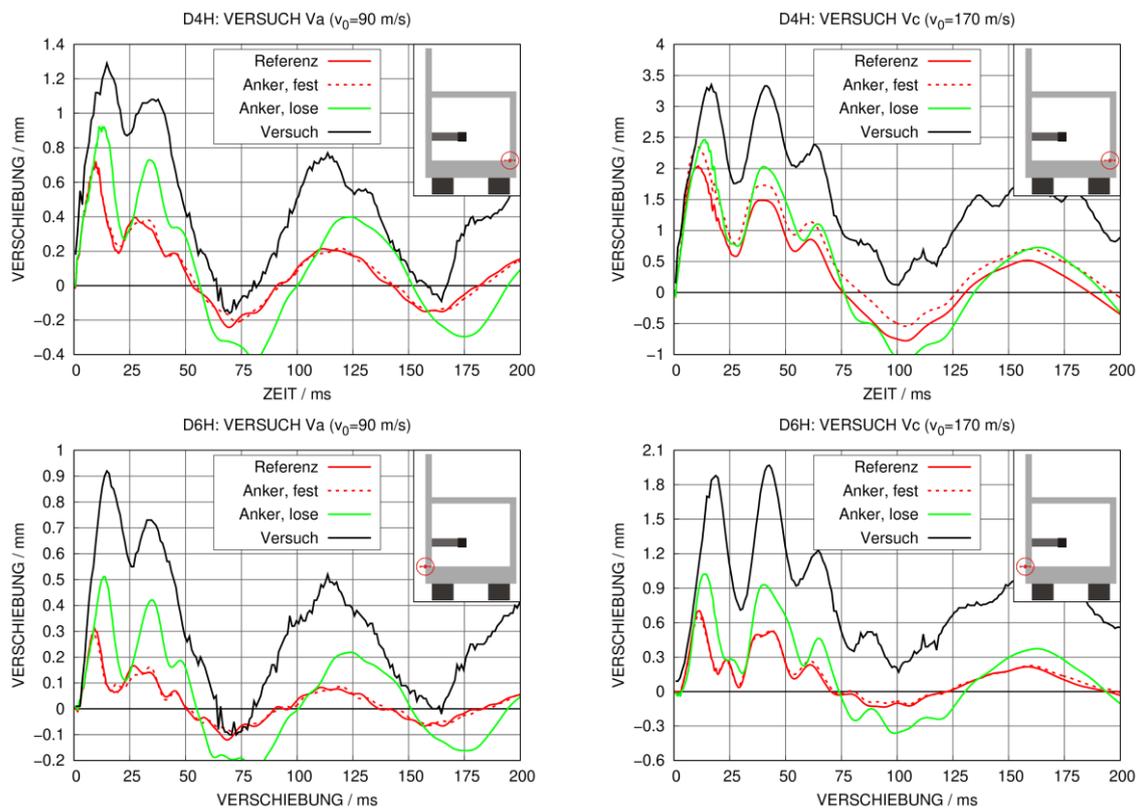


Abb. 9.54 Horizontale Verschiebungen im unteren Bereich bei Variation der Randbedingung

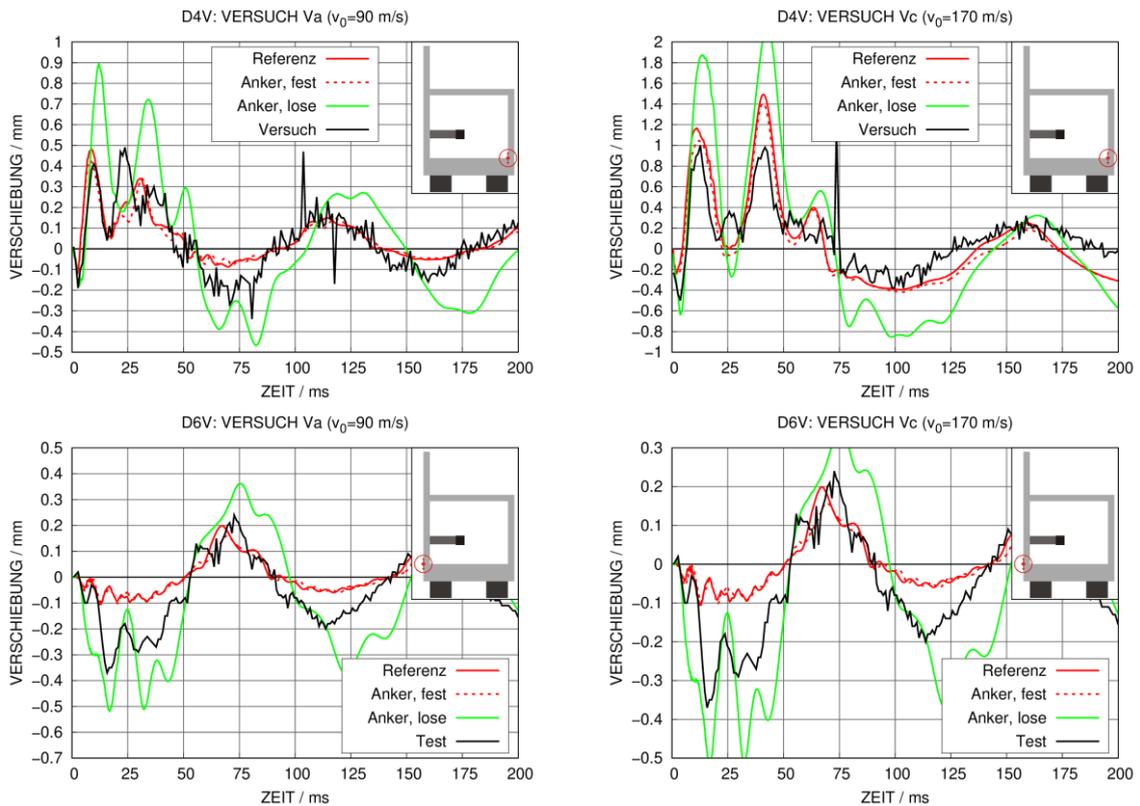


Abb. 9.55 Vertikale Verschiebungen im unteren Bereich bei Variation der Randbedingung

Zur Eingrenzung der Unterschiede von Blind- und Post-Phase wurde ausgehend von der Referenzrechnung eine Simulation mit der in der Blind-Phase verwendeten Randbedingung durchgeführt. Hierzu wurde die *Rigidwall (vgl. Abb. 9.7) durch eine Fixierung der betroffenen Knoten in vertikaler Richtung ersetzt, d. h. ein Abheben der Knoten wurde unterbunden. Anhand von Abb. 9.56 ist erkennbar, dass die Unterschiede sehr gering sind. Eine Fixierung in vertikaler Richtung führt zu einer geringfügig höheren Steifigkeit der Struktur.

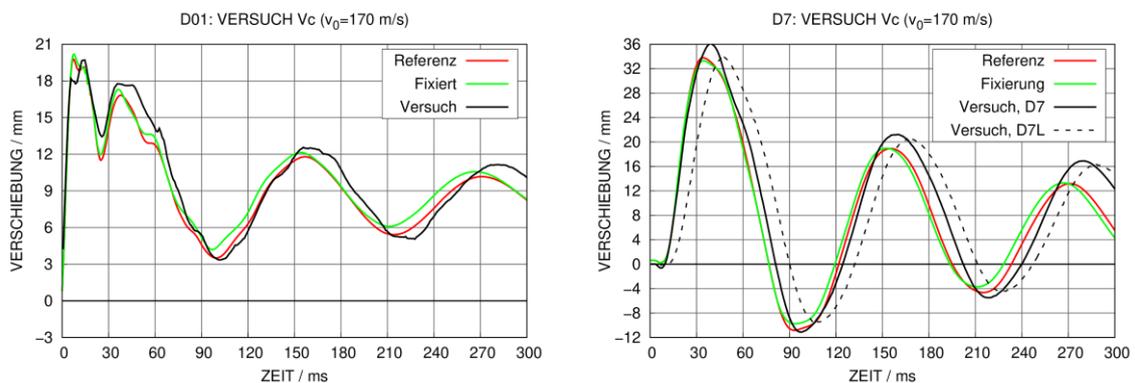


Abb. 9.56 Einfluss der Abbildung der Randbedingung der Blind-Phase auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Vc an ausgewählten Sensorpositionen

Die Auflagerbedingungen wurden von verschiedenen Teilnehmern des Benchmarks unterschiedlich realisiert. Eine vollständige Fixierung wurde in /GHA 19/ und /VDO 19/ vorgenommen. /BOR 19/ und /SAG 19/ verwenden verschiedene nichtlineare Federn in sämtliche Raumrichtungen. Hierbei weist /BOR 19/ der Verbesserung der Änderung der Randbedingung von einer Fixierung hin zu einer Abbildung über Federn eine wichtige Bedeutung zur Verbesserung des Gesamtergebnisses zu. Vor dem Hintergrund der im Rahmen von SimSEB durchgeführten Untersuchungen lässt sich schlussfolgern, dass für den IRIS-3-Versuchskörper eine vereinfachte Abbildung der Randbedingung ausreichend erscheint.

9.15 Zusammenfassung und Fazit zur Teilnahme an der Aktivität IRIS-3

Es konnten bereits in der Blind-Phase mit dem Winfrith-Modell sehr gute Ergebnisse bezüglich der Verschiebungen berechnet werden, wobei gewisse Defizite bezüglich der verschraubten Pseudokomponente auftraten. Hinsichtlich der induzierten Erschütterungen ergaben sich keine wesentlichen Unterschiede zwischen gekoppelten Stoßkörpersimulationen und einer Lastaufbringung über eine LZF. Wesentliche Verbesserungen im Rahmen der Post-Phase wurden durch die Verwendung der Option *Constrained_Beam_in_Solid zur Kopplung von Beton und Stahl erzielt. Der Versuchskörper erwies sich als wenig sensitiv bezüglich Variationen der Abbildung der Randbedingung. Im Hinblick auf sehr lange Rechenzeiten sollten im Rahmen von zukünftigen Arbeiten Methoden zur Reduzierung des Detaillierungsgrades außerhalb des Aufprallbereiches erprobt werden.

10 V-Reihe des VTT-IMPACT-Projektes

Die Versuche der V-Reihe /VTT 19b/ des VTT-IMPACT-Projektes umfassen weitere Untersuchungen zur Ausbreitung von induzierten Schwingungen in Stahlbetonstrukturen, von denen zwei Versuche zur Simulation im Rahmen von SimSEB betrachtet wurden. Die Ergebnisse von Versuch V1 wurden den Teilnehmern von IRIS-3 als Kalibrierungsfall zur Verfügung gestellt. Versuch V3 verwendet die zuvor für die IRIS-3-Versuche verwendete Verankerungsstruktur. Im Gegensatz hierzu weist V1 eine komplexere Form der Lagerung auf.

10.1 Versuch V1 des VTT-IMPACT-Projektes

Abb. 10.1 zeigt das für den Versuch V1 erstellte Rechenmodell für LS-DYNA sowie eine Fotografie des Versuchskörpers aus Stahlbeton, dessen äußere Abmessungen für Länge, Breite und Höhe jeweils 2 m betragen. Die Wanddicken betragen 150 mm für Frontwand, Seitenwände und Bodenplatte bzw. 250 mm für die Rückwand. Weitere konstruktive Details können /VTT 19b/ entnommen werden. Der Aufprall erfolgte mit einer Aufprallgeschwindigkeit von 113,7 m/s mittig auf die Frontwand mit der bereits in Abschnitt 9.5 beschriebenen Art von Projektil und wurde über eine gekoppelte Simulation abgebildet. Hinsichtlich Kopplung von Beton und Stahl, Vernetzungsfeinheit und Materialmodellierung orientiert sich das Modell an der in Kapitel 9 beschriebenen Modellierung des IRIS-3-Versuchskörpers.

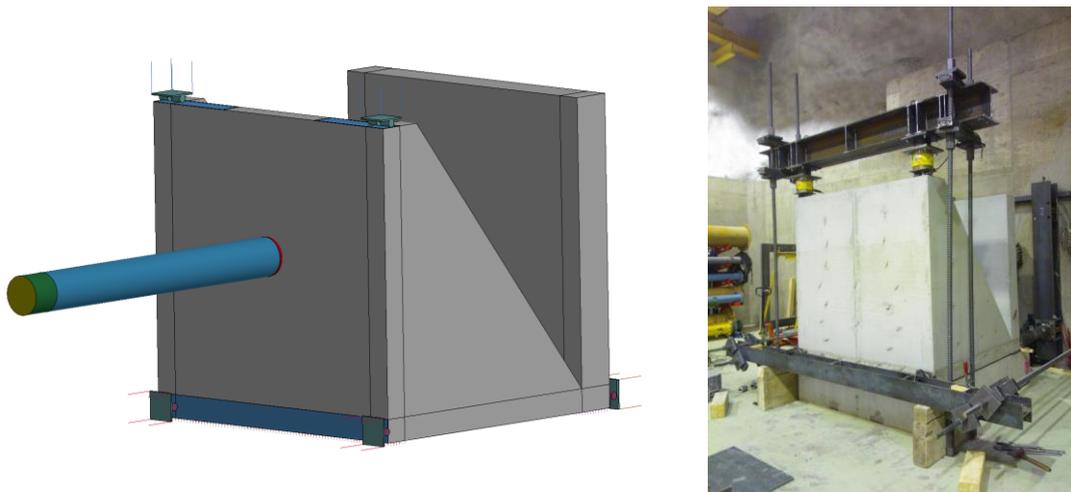


Abb. 10.1 Ansicht des Versuchskörpers im Rechenmodell für LS-DYNA und in VTT-Versuch V1

In Abb. 10.2 wird die Bewehrungsanordnung im Modell mit der Anordnung vor dem Betonieren verglichen. Im Aufprallbereich wird Schubbewehrung in Form von geschlossenen Bügeln verwendet. Das Rechenmodell erfasst jeden einzelnen Bewehrungsstab.

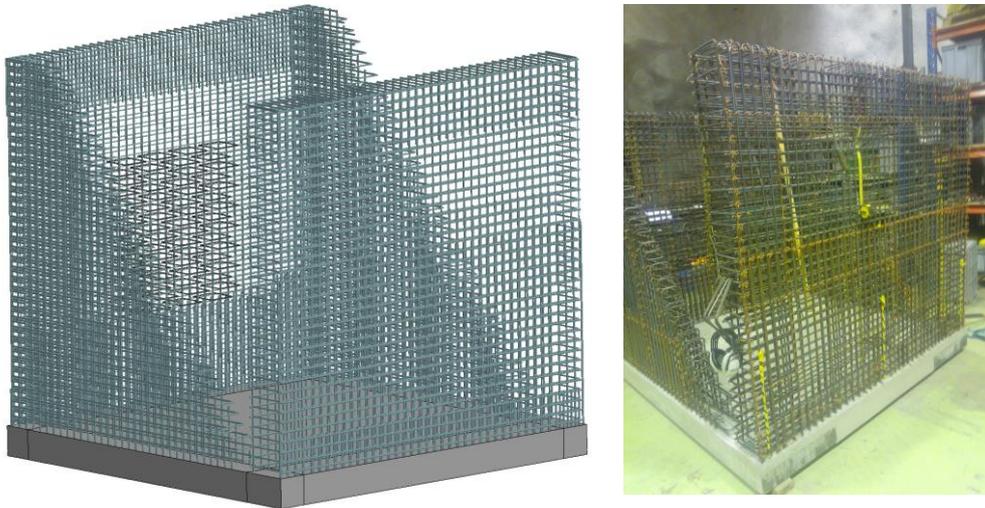


Abb. 10.2 Bewehrungsanordnung in VTT-Versuch V1

Auf Front- und Rückseite ist der Versuchskörper auf bi-trapezförmigen Elastomerlagern der Fa. Calenberg Ingenieure gelagert. Diese werden im Rechenmodell über den LS-DYNA Balkenelementtyp 6 (*discrete beam*) als nichtlineare Federelemente abgebildet, wobei eine Last-Verformungskurve des Herstellers verwendet wird. In horizontale Richtung erfolgt eine gleitende Lagerung. Diese wird ebenso wie die Lagerung in vertikale Richtung auf der oberen Kante der frontseitigen Wand (vgl. Abb. 10.4) über Kontakte abgebildet, wobei die Steifigkeiten der Rohre und KMD ebenfalls über den Balkenelementtyp 6 eingehen. Die horizontale Lagerung auf der Frontseite ist ebenfalls über einen Kontakt abgebildet.

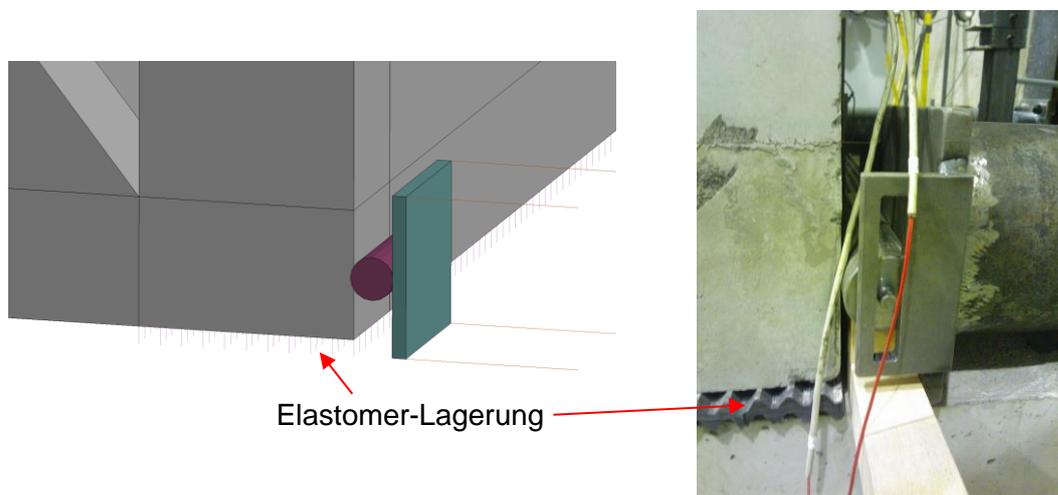


Abb. 10.3 Rückseitige Lagerbedingung in VTT-Versuch V1

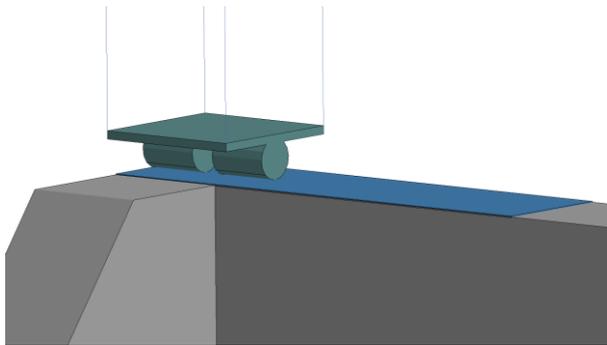


Abb. 10.4 Lagerbedingung der oberen Kante der Frontseite in VTT-Versuch V1

Der Versuchskörper verfügt über insgesamt drei Verschiebungsaufnehmer. Simulationsergebnisse und Versuchsdaten werden in Abb. 10.5 miteinander verglichen. Die zentrale Verformung wird zufriedenstellend reproduziert, wohingegen die horizontale Verschiebung auf der oberen Kante der Rückwand deutlich unterschätzt wird. Dem steht eine deutliche Überschätzung der vertikalen Verschiebung an Position D3 gegenüber. Die Ursachen für diese Defizite liegen in Unsicherheiten bezüglich der Randbedingungen.

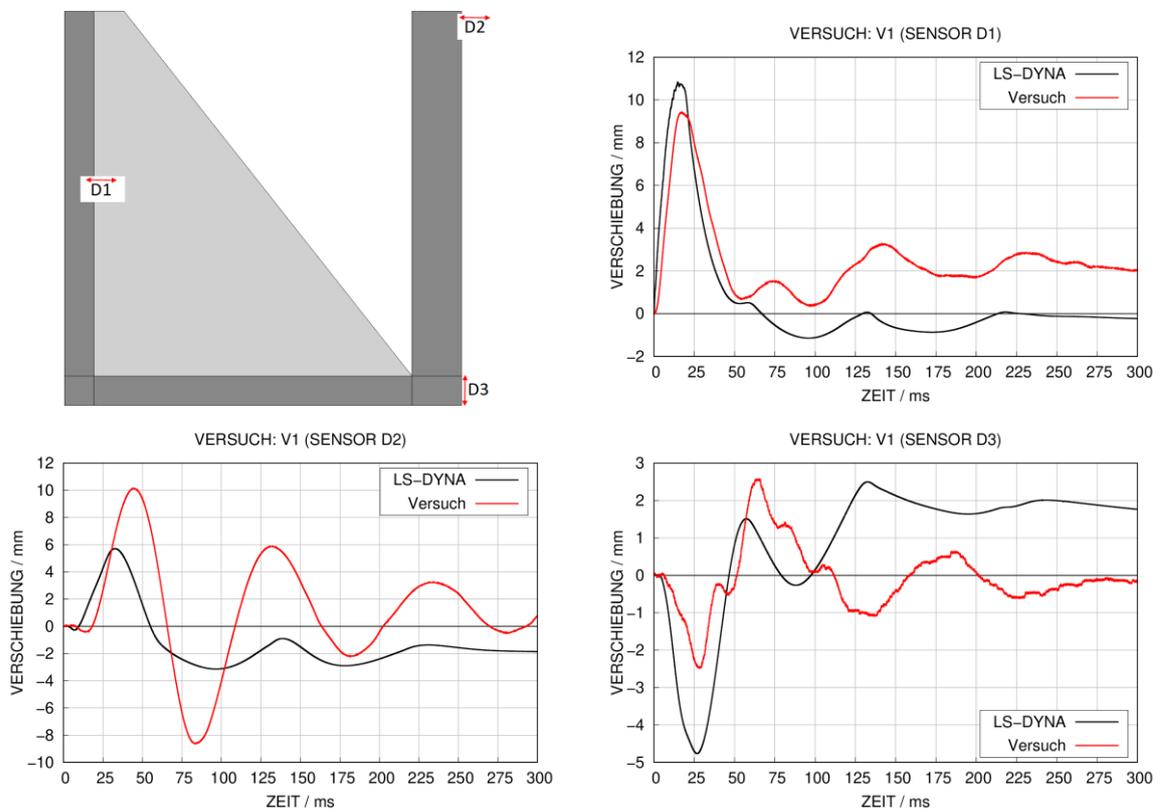


Abb. 10.5 Berechnete und gemessene Verschiebungen in VTT-Versuch V1

Es wurden im Rahmen von SimSEB umfangreiche Ansätze für Verbesserungen der Simulationsergebnisse erprobt, welche sich jedoch als nicht zielführend erwiesen. Hierzu zählten u. a. die Abbildung der Elastomerlagerung über Volumenelemente, Variation der Steifigkeiten der Auflagerungen, Variation der Reibungskoeffizienten der Kontakte der Auflagerung und Einführung von Dämpfungstermen. Im Rahmen der Kalibrierungsstudien zur Aktivität IRIS-3 zeigte sich, dass zahlreiche Analysten die Bedeutung der Randbedingung bei der Analyse von Versuch V1 herausstellten. In /BOR 15/, /GHA 17/, /SAA 17a/, /SAA 17b/ und /SAG 17/ kommt es wie in den Analysen der GRS zu einer Überschätzung an Position von D3. Bezüglich D2 ergeben sich Unterschätzungen in /BOR 15/, /GHA 17/ und für einige Modelle in /SAA 17a/, wohingegen die Ergebnisse für D2 in /SAG 17/ zufriedenstellend sind. In /GHA 17/ wird die Vernachlässigung der Lagerungsstrukturen aus Stahl als mögliche Ursache für Defizite bei der Simulation der Verschiebungen an den Sensorpositionen D2 und D3 genannt. In /BOR 15/ wurde die Bedeutung der Reibung des Kontaktes zwischen Rollen und Versuchskörper als mögliche Verbesserung vorgeschlagen, was zu einer Reduzierung der Verschiebung an der Position von D3 führte. Ebenso nennt /SAG 17/ Reibungseffekte als mögliche Ursache für Defizite an Sensorposition D3. In einer Studie der GRS führte eine Erhöhung des Reibungskoeffizienten allerdings gleichzeitig zu einer weiteren Reduzierung der Verschiebung an Position D2. Der Einfluss der Reibung auf D3 wird in /BOR 15/ untersucht, aber bezüglich der horizontalen Verschiebungen nicht erörtert. In /SAA 17a/ wird der Versuch mit Schalenmodellen und einem Hybridmodell mit dreidimensionaler Modellierung des Aufprallbereiches simuliert. Es kommt in sämtlichen Modellen zu einer Unterschätzung der Verschiebung an Position D2 und in nahezu sämtlichen Rechnungen zu einer Überschätzung an der Position von D3. Eine Variation der Rissentfestigung von Beton unter Zugbelastung führte zu einer Reduzierung der Verschiebungen bei D3, wodurch sich jedoch auch die Verschiebungen an Position D2 reduzierten. Weitere Sensitivitätsstudien /SAA 17b/ umfassten die Lastaufbringung und die Einführung von Dämpfungstermen. Verschiebungen erwiesen sich als wenig sensitiv bezüglich der Lastaufbringung. Bei Einführung von Rayleigh-Dämpfung verbesserten sich die Ergebnisse bezüglich D3, wohingegen die Effekte auf D2 vergleichsweise gering ausfallen. Die Autoren weisen darauf hin, dass Rayleigh-Dämpfung nicht die physikalisch korrekte Methode zur Darstellung von Dämpfungseffekten darstellt.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass bei der Modellierung der Randbedingung des Versuchskörpers V1 Unsicherheiten bestehen, welche einen erheblichen Einfluss

auf die induzierten Erschütterungen aufweisen. Da ein Ausräumen der Unsicherheiten nicht möglich war, wurde auf die weitergehende Analyse verzichtet.

10.2 Versuch V3 des VTT-IMPACT-Projektes

10.2.1 Modellierung des VTT-Versuchs V3

Der Versuch V3 verwendete das Fixierungssystem, welches bereits für die IRIS-3-Versuche zum Einsatz kam. Aufgrund der Ähnlichkeit wurde eine stark an die Modellbildung der Postphase von IRIS-3 angelehnte Modellierung gewählt, welche bereits in Kapitel 9 beschrieben wurde. Die wesentlichen äußeren Abmessungen des Versuchskörpers lassen sich Abb. 10.6 entnehmen. Es wurden insgesamt zwei Versuche mit den bereits dokumentierten Projektiltypen (vgl. Abschnitt 9.5) durchgeführt. Die hierbei realisierten Aufprallgeschwindigkeiten betragen 91,9 m/s für V3A und 166,2 m/s für V3B. Im Simulationsmodell wird die Belastung über eine LTF abgebildet. Weitere Details, etwa über Bewehrung und Materialeigenschaften, sind in /VTT 19b/ dokumentiert.

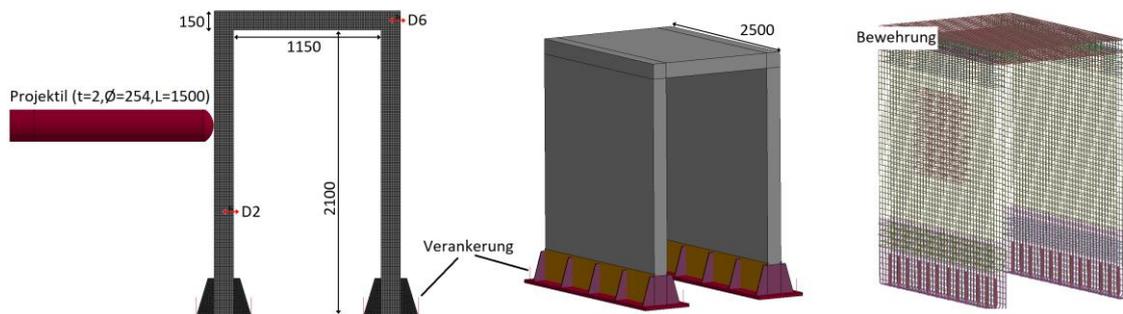


Abb. 10.6 Ansicht des Rechenmodells für LS-DYNA zu VTT-Versuch V3 (Maße in mm)

Details über die Abbildung der Randbedingung lassen sich Abb. 10.7 entnehmen. Diese Modellierung entspricht der Vorgehensweise, welche bereits in Abschnitt 9.14.6 beschrieben wurde (vgl. Abb. 9.52).

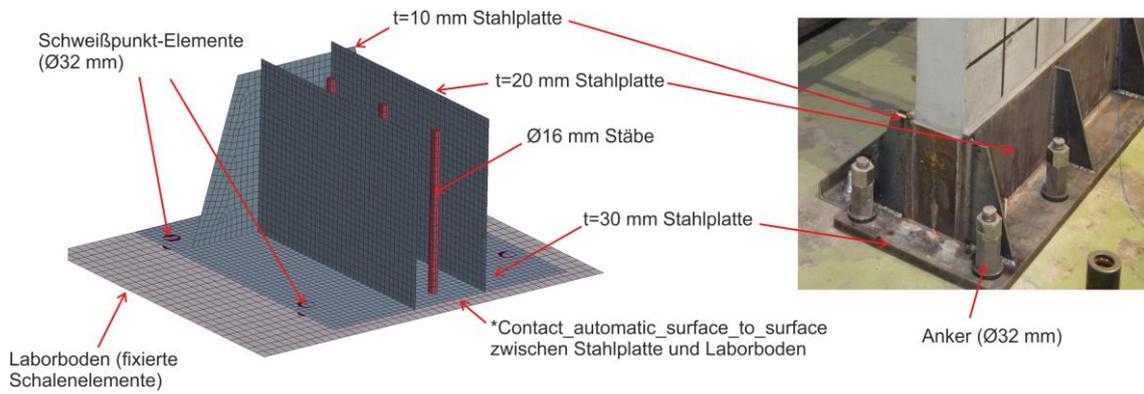


Abb. 10.7 Details der Modellierung der Fixierung in VTT-Versuch V3

Abb. 10.8 zeigt die Instrumentierung des Versuchskörpers mit induktiven Wegaufnehmern. Abb. 10.9 zeigt die Positionen von DMS auf der Bewehrung sowie die Positionen von Beschleunigungsaufnehmern auf der Betonoberfläche. Der DMS S3 ist horizontal und DMS S4 vertikal orientiert.

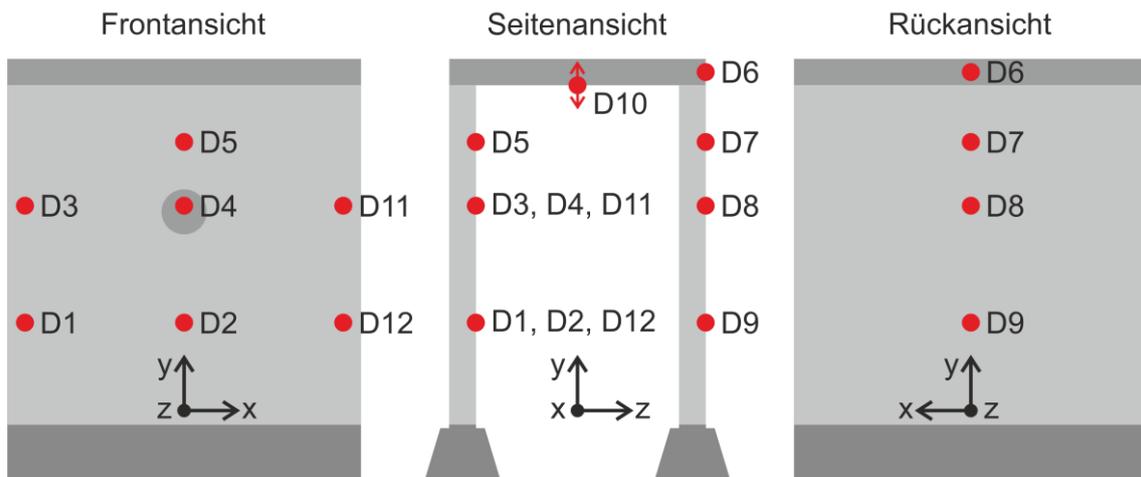


Abb. 10.8 Positionen von Verschiebungsaufnehmern in VTT-Versuch V3

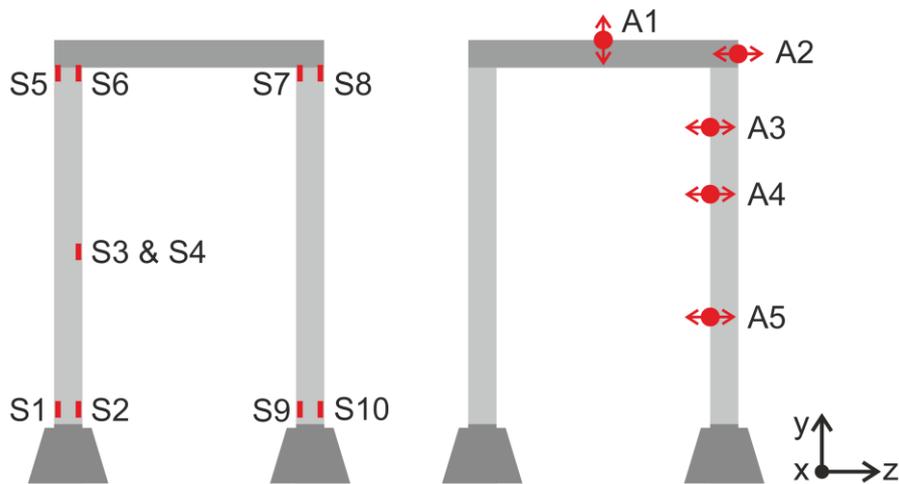


Abb. 10.9 Positionen von DMS auf der Bewehrung und Beschleunigungsaufnehmern in VTT-Versuch V3

10.2.2 Verschiebungen im VTT-Versuch V3

Es wurde eine Sensitivitätsstudie bezüglich des Anzugsmomentes der Verankerung des Versuchskörpers im Boden durchgeführt. Wie bereits für IRIS-3 festgestellt (vgl. Abschnitt 9.14.6), wurden keine Unterschiede für Simulationen mit axialen Kräften von 250 kN und 450 kN ermittelt. Allerdings zeigt sich für die Simulation von Versuch V3A eine erhebliche Sensitivität im Hinblick auf die Frequenzen, sofern kein Anzugsmoment berücksichtigt wird. Bezüglich der maximalen Verformung ähneln sich die Ergebnisse der Simulationen mit und ohne Berücksichtigung von Anzugsmoment. Mit Anzugsmoment erhält man im Vergleich zu den Messwerten im unmittelbaren Aufprallbereich (vgl. Abb. 10.10) sehr gute Übereinstimmungen auch im Hinblick auf die Frequenzen. Vergleichsweise zufriedenstellende Übereinstimmungen ergibt die Rechnung mit Anzugsmoment an der tiefer liegenden Sensorposition D2 (vgl. Abb. 10.11) auf der Frontseite. Ähnliches gilt für die seitlichen Kanten der frontseitigen Wand (Abb. 10.12 und Abb. 10.13). Ebenso ergeben sich in V3A gute Übereinstimmungen bezüglich Auslenkung und Frequenz für die Positionen D5 (vgl. Abb. 10.14), D6 (vgl. Abb. 10.15), D7 (vgl. Abb. 10.16) und D8 (vgl. Abb. 10.17). Die größten Abweichungen sind für die Position D9 erkennbar (Abb. 10.18), welche sich nahe der Auflagerbedingung auf der Rückseite des Versuchskörpers befindet. Bezüglich der vertikalen Verschiebung an Position von D10 (Abb. 10.19) auf der Decke des Versuchskörpers ist für die Simulation zu V3A mit Anzugsmoment ein Versatz des Niveaus erkennbar. Das wesentliche Ergebnis bezüglich V3B ist die Tatsache, dass die Ergebnisse zu Verschiebungen in den Simulationen mit und ohne Berücksichtigung von Anzugsmomenten nahezu identisch sind. Die

Schädigung des Versuchskörpers scheint hier der bestimmende Faktor für die Frequenzen im Nachschwingverhalten zu sein. Bezüglich der maximalen Verformung stimmen beide Simulationsrechnungen sehr gut mit den Versuchsdaten überein, wobei die höchsten Abweichungen an Position von D9 auftreten. Allerdings wird eine zu geringe Frequenz im Nachschwingverhalten prognostiziert, was mit einer Unterschätzung der Schädigung einhergeht.

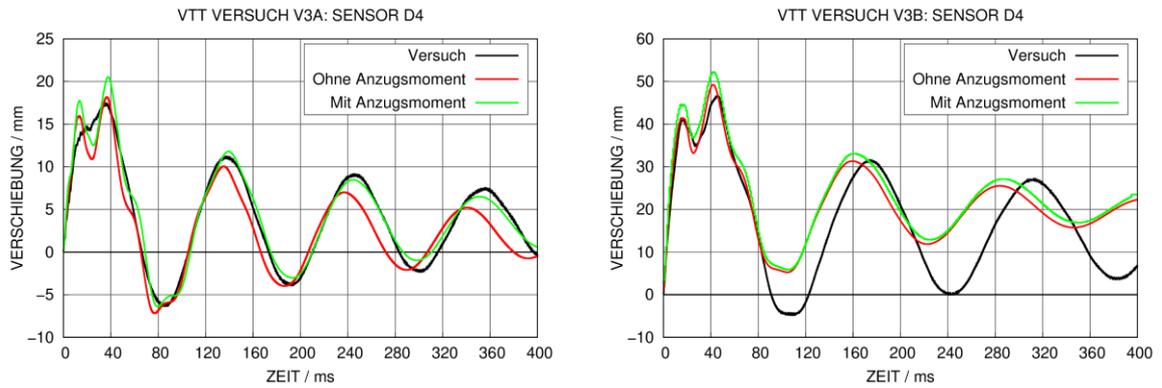


Abb. 10.10 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D4 für VTT-Versuch V3

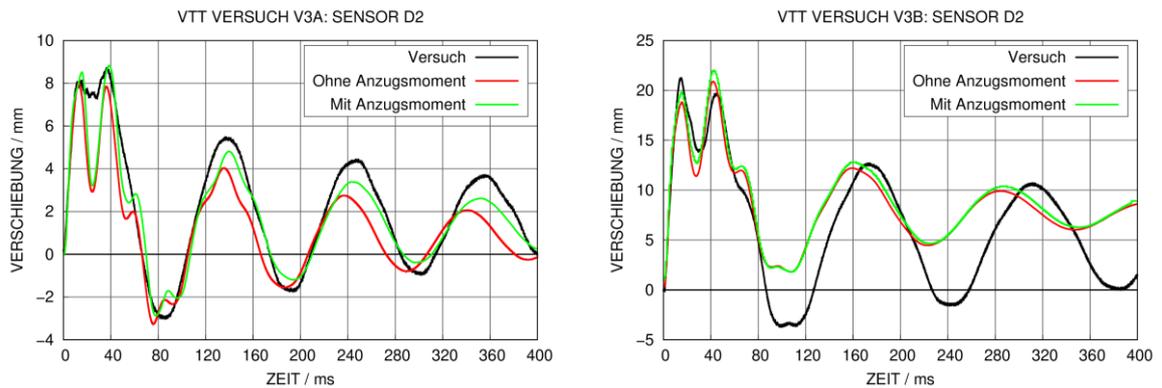


Abb. 10.11 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D2 für VTT-Versuch V3

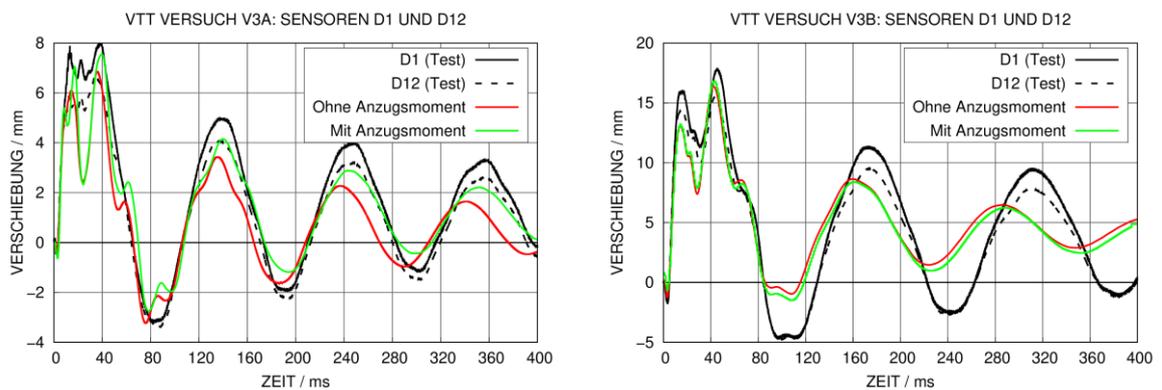


Abb. 10.12 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Positionen von D1 und D12 für VTT-Versuch V3

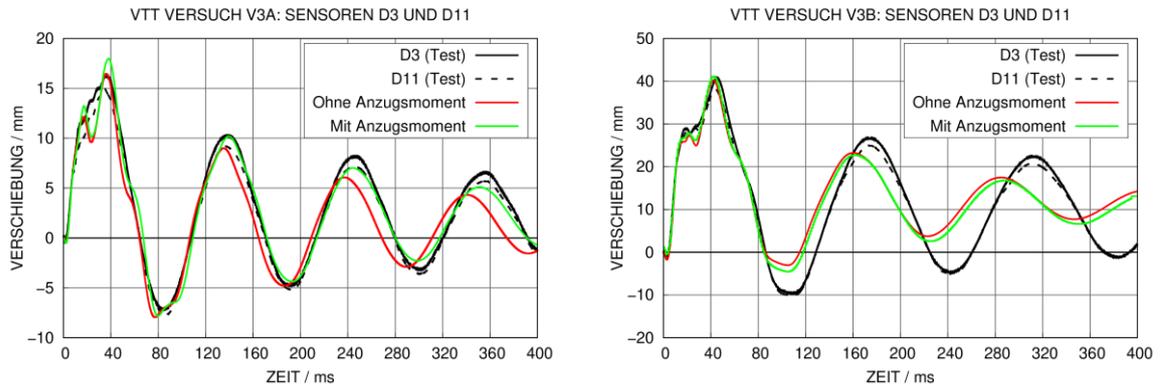


Abb. 10.13 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Positionen von D3 und D11 für VTT-Versuch V3

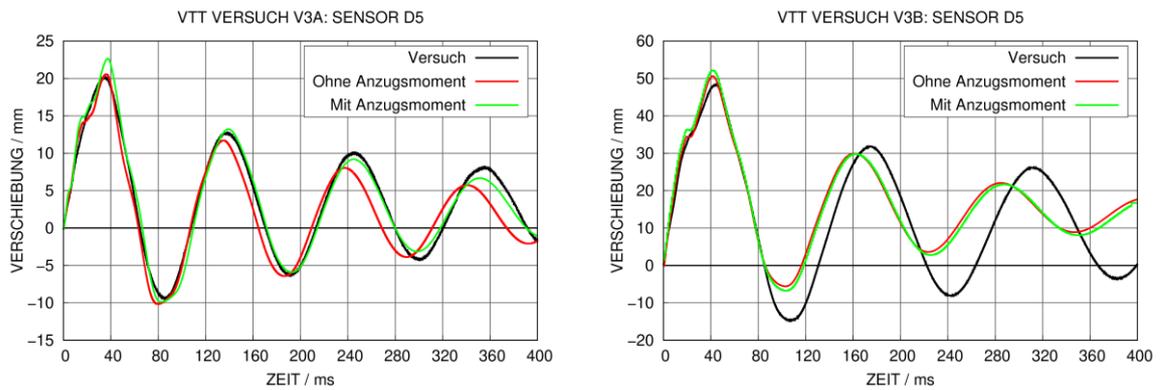


Abb. 10.14 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D5 für VTT-Versuch V3

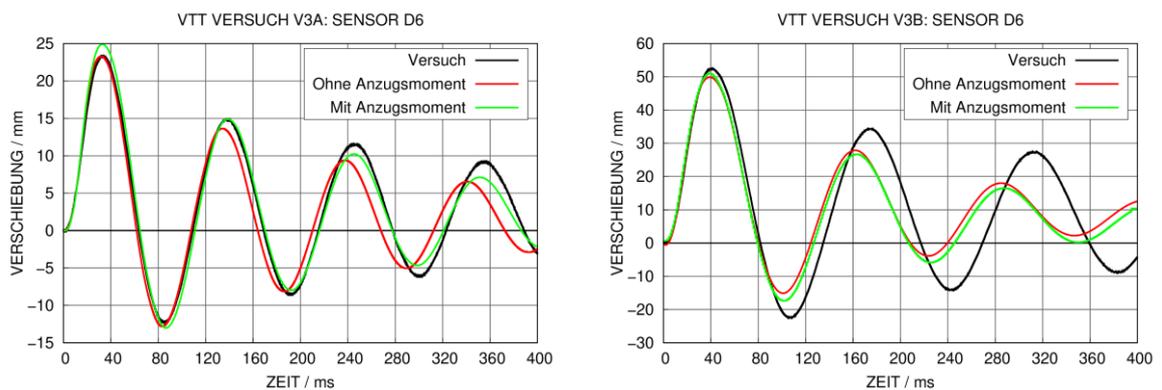


Abb. 10.15 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D6 für VTT-Versuch V3

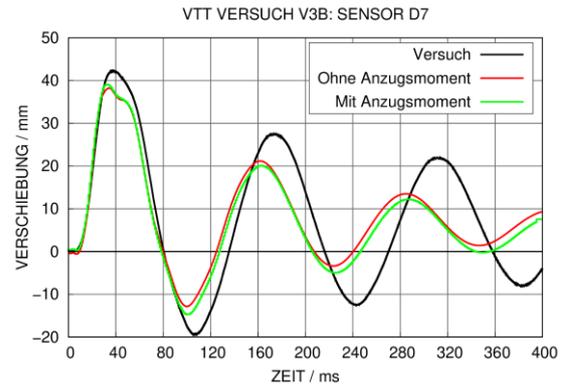
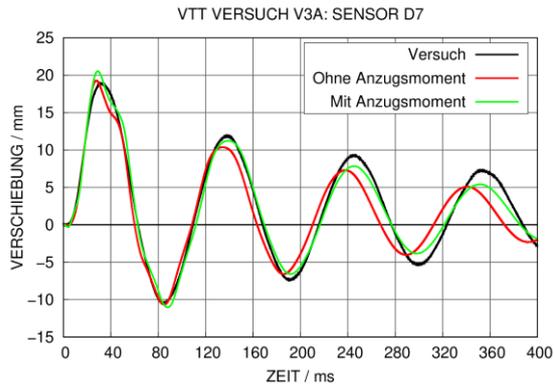


Abb. 10.16 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D7 für VTT-Versuch V3

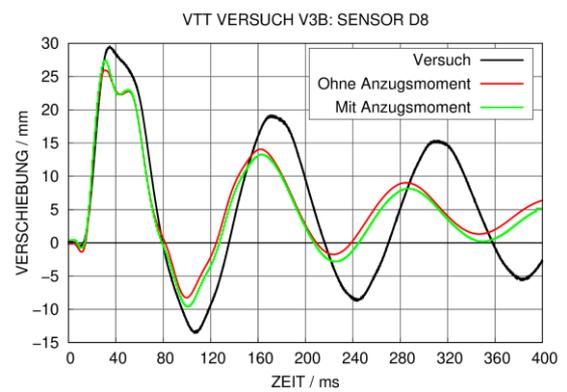
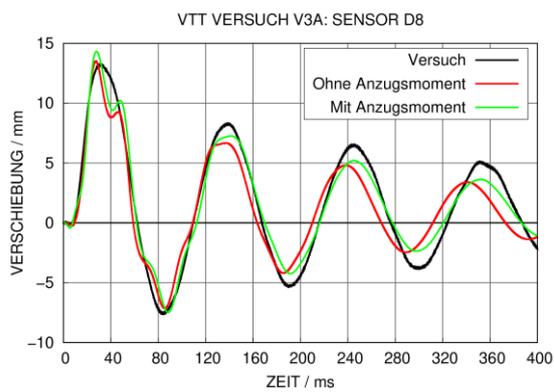


Abb. 10.17 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D8 für VTT-Versuch V3

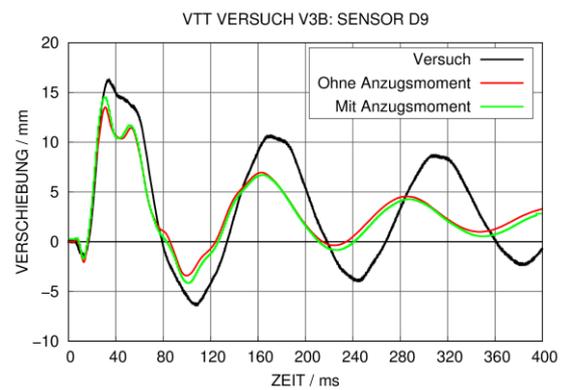
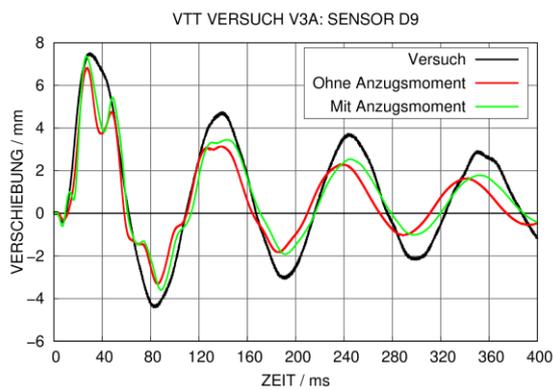


Abb. 10.18 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D9 für VTT-Versuch V3

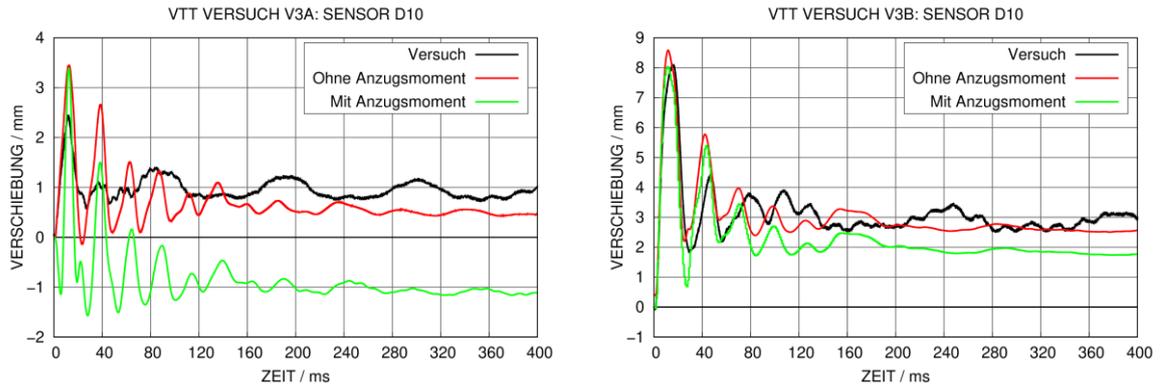


Abb. 10.19 Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D10 für VTT-Versuch V3

10.2.3 Rissbildung und Dehnungen der Bewehrung im VTT Versuch V3

Nach Versuch V3A wurde lediglich eine sehr geringe Rissbildung festgestellt. Infolge der höheren Belastung in V3B kam es zu einer Vielzahl von Rissen auf der Rückseite der frontseitigen Wand. Ein netzartiges Rissbild befindet sich im unmittelbaren Aufprallbereich. Weiterhin treten als Folge der Randbedingung im Wesentlichen horizontal verlaufende Biegerisse auf. In Abb. 10.20 erfolgt ein Vergleich der Rissvisualisierung des Winfrith-Modells mit einer Fotografie des Versuchskörpers.

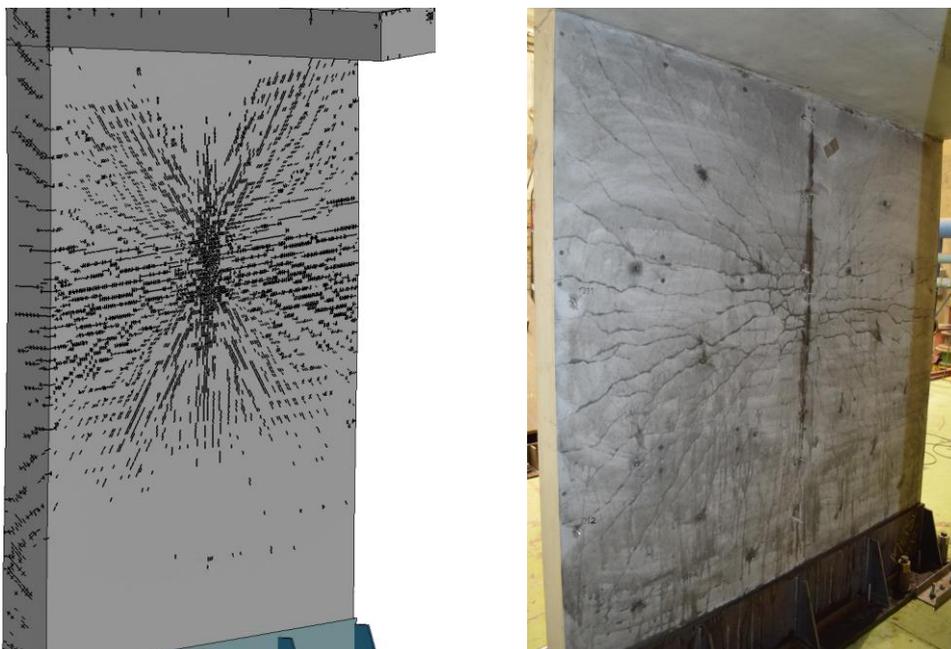


Abb. 10.20 Rissbilder auf Rückseite der Frontwand nach VTT Versuch V3 in der Simulation (links) und im Versuch (rechts)

Auf der Frontseite der vorderen Wand sind ebenfalls eine Vielzahl von Rissen erkennbar. Der entsprechende Vergleich erfolgt in Abb. 10.21. Es finden sich ausgeprägte horizontale Risse im Bereich des Überlapps von Bewehrungsstäben. In den genannten Regionen mit ausgeprägter Rissbildung ist mit plastischer Verformung der Bewehrung zu rechnen.



Abb. 10.21 Rissbilder auf Frontseite der Frontwand nach VTT-Versuch V3 in der Simulation (links) und im Versuch (rechts)

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden Vergleiche von Zeitverläufen von Dehnungen der Bewehrung im Anhang aufgeführt (vgl. Abschnitt A.5.1). Die Paare von Sensoren S1/S2, S5/S6, S7/S8 und S9/S10 zeigen gemäß ihrer jeweiligen Position erwartungsgemäß einen gegenphasigen Verlauf von Druck- und Zugbeanspruchung der Bewehrung. Plastische Verformungen treten für Versuch V3A für DMS S4 (vgl. Abb. A.46) sowie in V3B für S4 und S3 (vgl. Abb. A.45). Tendenziell treten höhere Dehnungen in den vertikalen Bewehrungsstäben auf. In dieser Hinsicht ist der Vergleich zwischen den DMS S3 (horizontal) und DMS S4 (vertikal) sowohl für Simulationsergebnisse als auch Versuchsdaten konsistent.

10.2.4 Analyse von Beschleunigungen in VTT-Versuch V3

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden Ergebnisse zu Analysen von Beschleunigungssignalen im Anhang aufgeführt (vgl. Abschnitt A.5.2). Dargestellt werden jeweils

die Zeitverläufe sowie spektrale Verschiebungen. Für Sensor A1 (vgl. Abb. A.53) werden spektrale Verschiebungen zu niedrigen Frequenzen tendenziell unterschätzt. Für die Rechnung mit Anzugsmoment wird auch der Versatz (vgl. Abb. 10.19) erkennbar. An Position A2 (vgl. Abb. A.54) ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuchsdaten und Simulationsergebnissen. Die Beschleunigungen des Sensors A3 (vgl. Abb. A.55) werden in Versuch V3B offenbar von der Randbedingung beeinflusst, wenngleich dies bei den Verschiebungen in dieser Region nicht der Fall ist. Im Unterschied zu den Verschiebungsaufnehmern befinden sich die Beschleunigungsaufnehmer auf der Innenseite des Versuchskörpers. Für Sensor A4 (vgl. Abb. A.56) sind die Versuchsdaten von Versuch V3A zu hinterfragen, da sich im Nachschwingverhalten keine Oszillation um die Nulllage feststellen lässt. Anhand zu Sensor A4 (vgl. Abb. A.57) berechneten Beschleunigungen werden insbesondere für Versuch V3B gewisse Defizite bezüglich der Frequenzen des Nachschwingverhaltens deutlich. Grundsätzlich findet sich für die Positionen A2, A3 und A4 die Tendenz der Frequenzverschiebung der Nick-Mode des Versuchskörpers.

10.2.5 Sensitivität bezüglich der Randbedingung

Dieser Abschnitt geht auf Abhängigkeiten der berechneten Verschiebungen von der modellmäßigen Abbildung der Randbedingung des Versuchskörpers in Versuch V3A ein. Als Referenz dient das Simulationsmodell mit angezogenen Ankern. Als einfachste Form der Randbedingung (Variante 1) wurden die Knoten an den Positionen der Anker vollständig fixiert und die übrigen Knoten der 30 mm dicken Stahlplatte (vgl. Abb. 10.7) gegen ein Abheben fixiert. Eine Verfeinerung (Variante 2) besteht in der Definition einer *Rigidwall- (vgl. Abb. 9.7) Randbedingung für die Knoten, welche nicht der Verankerung zuzuordnen sind. Diese gestattet ein Abheben der Knoten, wirkt jedoch einem Eindringen in den Laborboden entgegen. Die Ergebnisse bezüglich der Verschiebungen an ausgewählten Sensorpositionen in Abb. 10.22 zeigen eine deutliche Sensitivität gegenüber der Randbedingung. Hierbei sind die Ergebnisse der Modellvariante 2 deutlich realistischer als die von Variante 1, so dass einem Abheben der 30 mm dicken Stahlplatte eine Bedeutung zugewiesen werden muss. Dennoch ergab die Berücksichtigung der Steifigkeiten der Anker über Schweißpunktelemente sowie die Berücksichtigung des Anzugsmomentes noch eine deutliche weitere Verbesserung. Dieser Befund stellt die Bedeutung der Randbedingung in Versuch V3 heraus. Nach dem Versuch wurden Risse im Vergussmaterial der Verankerungen im Laborboden (vgl. Abb. 10.23) festgestellt, welche Verschiebungen in der Größenordnung von einigen Millimetern andeuten.

Verschiebungen in dieser Größenordnung sagt auch die Referenzsimulation voraus. Im Gegensatz hierzu spielten Details bei der Abbildung der Randbedingung für den IRIS-3-Versuchskörper eine untergeordnete Rolle (vgl. Abschnitt 9.14.6). Als wesentlicher Unterschied zwischen den beiden Versuchskörpern ist die schwere Bodenplatte des IRIS-3-Versuchskörpers anzusehen, welche im Versuch V3 fehlt. Als Folge sind die in IRIS-3 auftretenden Verschiebungen im Bereich der Verankerung deutlich geringer.

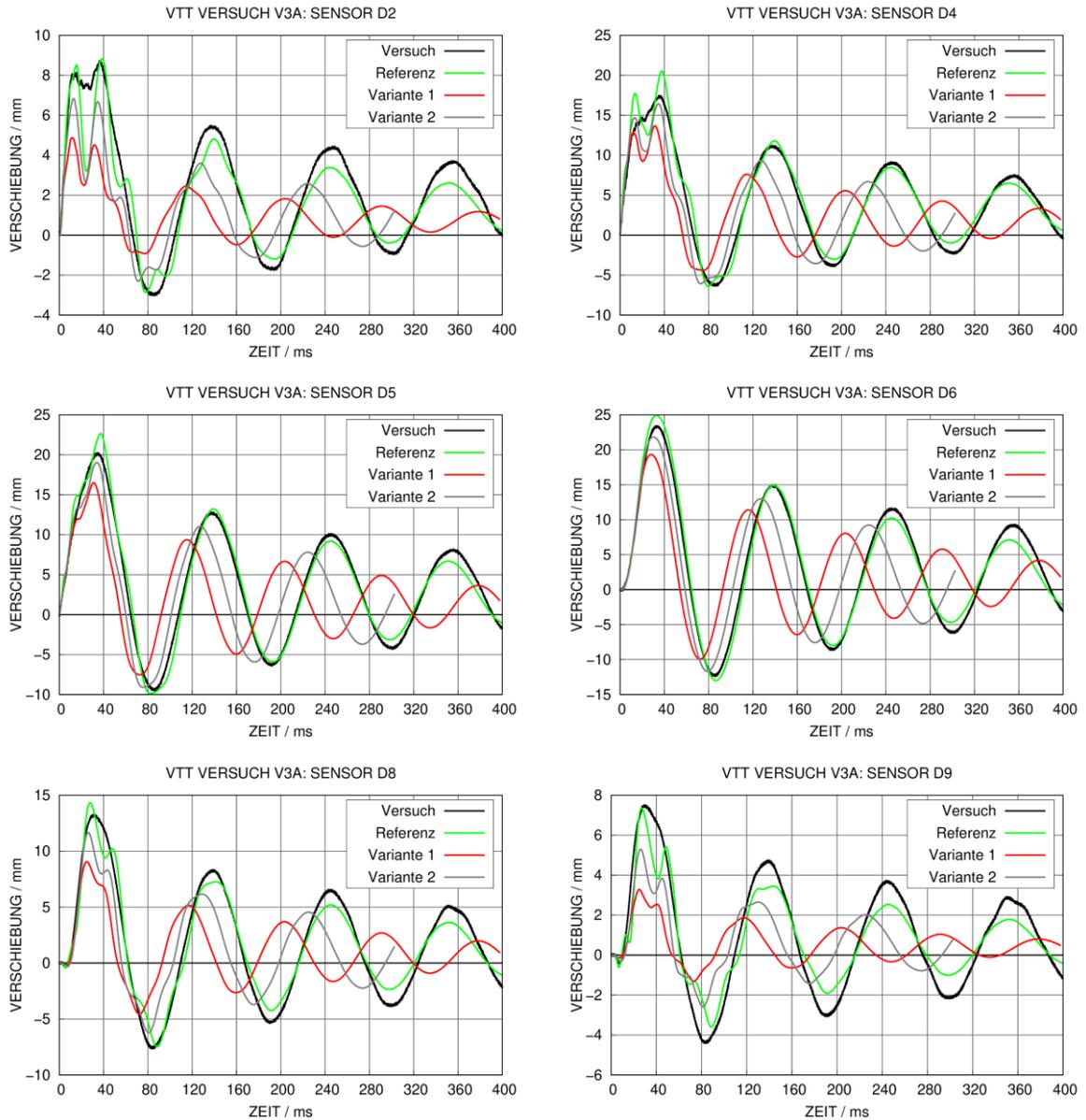


Abb. 10.22 Einfluss der Abbildung der Randbedingung auf die berechneten Verschiebungen in VTT-Versuch V3



Abb. 10.23 Risse des Vergussmaterials um die Verankerung nach VTT-Versuch V3

11 Aufprallsimulationen auf reale Gebäudestrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen

11.1 Erstellung eines generischen Modells eines Reaktorgebäudes des Typs Konvoi für Flugzeugabsturzsimulationen

Das wesentliche Ziel dieses Arbeitspaketes bestand in der Durchführung von gekoppelten Simulationen zum Lastfall FLAB anhand einer durch das Reaktorgebäude vom Typ Konvoi gegebenen realen Gebäudestruktur. Im Folgenden wird das grundsätzliche Vorgehen bei der Modellierung erläutert. Im Rahmen einer gekoppelten Simulation sollten sowohl lokale Schädigungsphänomene im Aufprallbereich und auch die Ausbreitung von induzierten Erschütterungen in das Gebäudeinnere abgebildet werden. Hierzu wurde ein Analysemodell für das Rechenprogramm LS-DYNA erstellt, wobei verschiedene Vorgehensweisen bei der Modellerstellung und Modellierung erprobt wurden. Den Ausgangspunkt für die Modellerstellung bildete die von der BAM erstellte umfangreiche Dokumentation zu deren sehr groben Modell /BAM 07/ für ein Reaktorgebäude vom Typ Konvoi, das von der GRS übernommen und bereits für Erdbebensimulationen /GRS 14/ eingesetzt wurde. Eine Weiterentwicklung dieses Modells erwies sich jedoch als nicht zielführend. Daher wurde eine eigenständige Modellentwicklung begonnen mit dem Ziel der Flexibilität zur Untersuchung unterschiedlicher Fragestellungen. Für die Geometrierstellung wurde das CAD-Programm CATIA V5-6R2016 eingesetzt, für dessen Ausgabeformat die ANSYS WORKBENCH über eine entsprechende Schnittstelle verfügt. Mittels der Programme der ANSYS WORKBENCH erfolgten erforderliche Nacharbeiten an der Geometrie sowie die Erstellung der Rechennetze. Bezüglich des Stoßkörpermodells des Flugzeugs wurde auf bereits vorhandene Arbeitsergebnisse zurückgegriffen. Da bei den in diesem Bericht dokumentierten Arbeiten methodische Fragestellungen im Vordergrund stehen, wird auf die Details der Belastung nicht näher eingegangen. Abb. 11.1 zeigt die wesentlichen Größenverhältnisse sowie eine Aufsicht auf einen horizontalen Schnitt des Gebäudemodells. Das Modell verwendet eine explizite dreidimensionale Modellierung der Großkomponenten Reaktordruckbehälter (RDB), Dampferzeuger (DE), Druckhalter (DH) und Hauptkühlmittelpumpen (HKP) des primären Kühlkreislaufes.

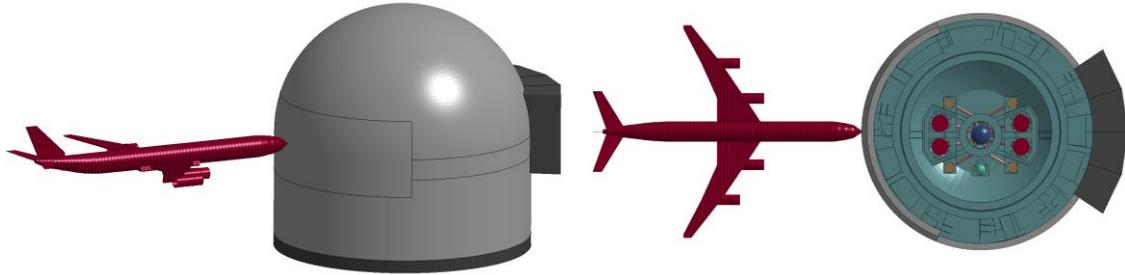


Abb. 11.1 Ansichten des Konvoi-Modells für FLAB-Simulationen

Wesentliche geometrische Parameter und relevante Höhengniveaus des Modells sind in Tab. 11.1 aufgeführt. An den genannten Höhengniveaus werden Verschiebungen, Beschleunigungen und Etagenantwortspektren berechnet.

Tab. 11.1 Geometrische Parameter und Höhengniveaus des Reaktorgebäudes

Gesamthöhe	54,4 m	Kuppelansatz	21 m	Armaturenkommer	11, 3 m
Innenradius	31,6 m	Außenradius	33,4 m	Fundament	-9,3 m
Wanddicke	1,8 m	Dicke Fundament	3,25 m	Trümmerschut	5,7 m
Auflager DE	9,8 m	Auflager HKP	8 m	Auflager DH	13,1 m
Spitze DE	28 m	Spitze HKP	16,5 m	Spitze DH	18,1 m
Auflager RDB	7,4 m	Spitze SHB	51 m	Höhe Kran	39,3 m

Drei ausgewählte vertikale Schnitte des Modells sind in Abb. 11.2 dargestellt. Verschiedene Modellbestandteile wurden über geeignete Kontaktbedingungen miteinander verbunden. Beispielsweise werden Schalenkörper und Volumenkörper über den Kontakt `*Contact_tied_shell_edge_to_surface_offset` verbunden, während Volumenkörper mit `*Contact_tied_nodes_to_surface_offset` miteinander verbunden wurden.

Auflagerbedingungen, wie etwa der Kontakt von RDB-Tragpratzen mit der RDB-Rundwand wurden über *Contact_automatic_surface_to_surface dargestellt.

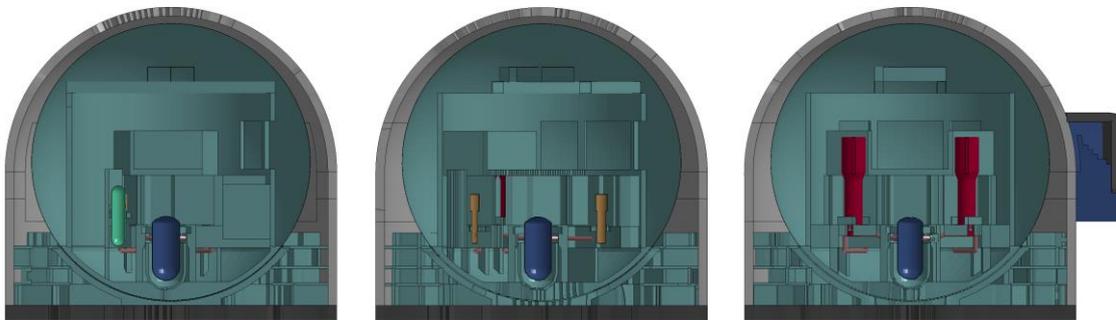


Abb. 11.2 Verschiedene Schnitte des Konvoi-Modells für FLAB-Simulationen

Weitere Modelldetails sind in Abb. 11.3 dargestellt. Die Modellierung der Lagerung des Sicherheitsbehälters (SHB) aus Stahl auf der Betonstruktur mittels einer Zwischenschicht aus Styropor erfolgte ähnlich wie in dem vereinfachten zweidimensionalen Modell, das in /GRS 11/ beschrieben ist.

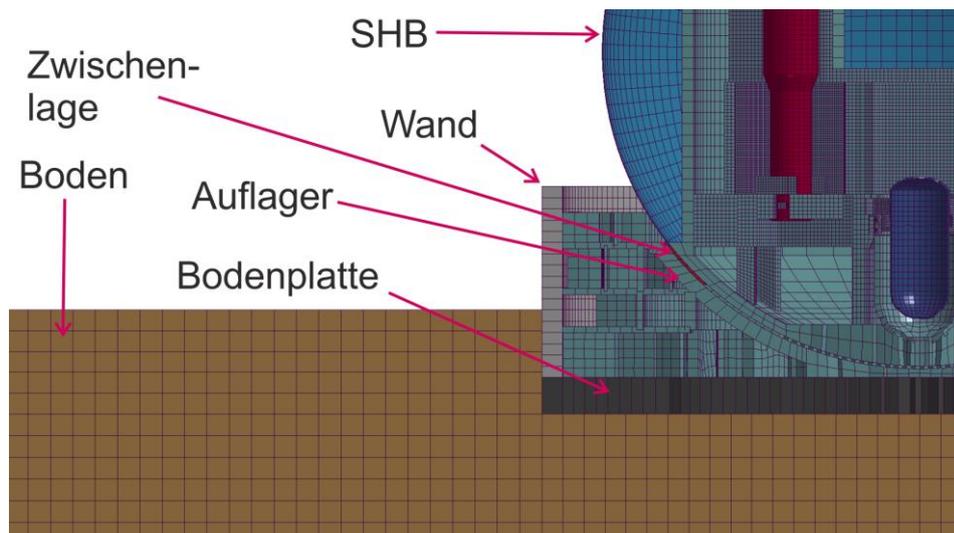


Abb. 11.3 Modelldetails zur Berücksichtigung von BBI und zur Lagerung des SHB im Konvoi-Modell

Zur Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Interaktion (BBI) wurde das Erdreich über Volumenelemente abgebildet. Es wurden zu den in Tab. 11.2 aufgeführten und gemäß /BAM 07/ relevanten Bodentypen Simulationsrechnungen durchgeführt. Ergänzend wurde ein Modell ohne BBI erstellt, bei dem die unteren Knoten der Bodenplatte fixiert wurden. Das Materialverhalten des Erdreichs wurde mit dem Drucker-Prager-Modell /DRU 52/ abgebildet, wobei für sämtliche Erdreichtypen aus pragmatischen Gründen ein

Reibungswinkel von 0,436 und ein Kohäsionswinkel von 30° gewählt wurde, was typische Werte für Erdreich darstellt.

Tab. 11.2 Verwendete Bodenparameter gemäß /BAM 07/

Bodentyp	Dyn. Schubmodul / MPa	Dichte / kg/m ³	Poissonzahl
A	200	2100	0,45
M	1000	2300	0,4
R	6000	2500	0,33

Das Erdreich selbst wird über Volumenelemente abgebildet, welche über den *Contact_Automatic_Surface_to_Surface mit der Bodenplatte und der Gebäudewand gekoppelt werden. Es wurde eine mittlere Elementkantenlänge von 1850 mm gewählt, womit sich gemäß /LIN 17/ oder /FEL 19/ Frequenzen unterhalb von etwa 28 Hz für Bodentyp A, 60 Hz für Bodentyp M und 140 Hz für Bodentyp R abbilden lassen. Es wurde ein Bodenbereich mit den Abmessungen 600 x 600 x 46 m modelliert, wobei ca. 2,2 Millionen Elemente verwendet wurden. Die Randflächen der Elemente wurden über das Schlüsselwort *Boundary_non_reflecting mit nicht-reflektierenden Randbedingungen versehen. Zukünftige Arbeiten sollten sich mit der Anwendbarkeit der von der TU-Kaiserslautern erprobten PML-Methode /FEL 19/ auf die Anwendbarkeit des von der GRS entwickelten Konvoi-Modells befassen. Diese könnte die Anzahl der für die Abbildung des Erdreichs verwendeten Elemente deutlich reduzieren.

11.2 Modellierung des Aufprallbereiches

Es wurde ein senkrechter Aufprall auf Höhe des Kuppelansatzes untersucht. Im Aufprallbereich erfolgt eine verfeinerte Modellierung des Stahlbetons des Reaktorgebäudes, wobei Volumenelemente für Beton und Balkenelemente für Bewehrungsstahl verwendet wurden. Die Kopplung erfolgt wie bereits in den Simulationen zu Aufprallversuchen mit Bewehrungsanordnungen einer gewissen Komplexität über das Schlüsselwort *Constrained_Beam_in_Solid. Das Reaktorgebäude weist Biegebewehrung in mehreren Lagen auf, wobei der Bewehrungsgehalt teilweise sowohl mit dem Höhenniveau als auch dem Winkelbereich variiert. Weiterhin enthält das Rechenmodell eine Schubbewehrung, welche in Form von beidseitig eingesteckten Bügeln realisiert ist. Abb. 11.4 zeigt verschiedene Ansichten der eingesetzten Bewehrungsmodellierung im Aufprallbereich.

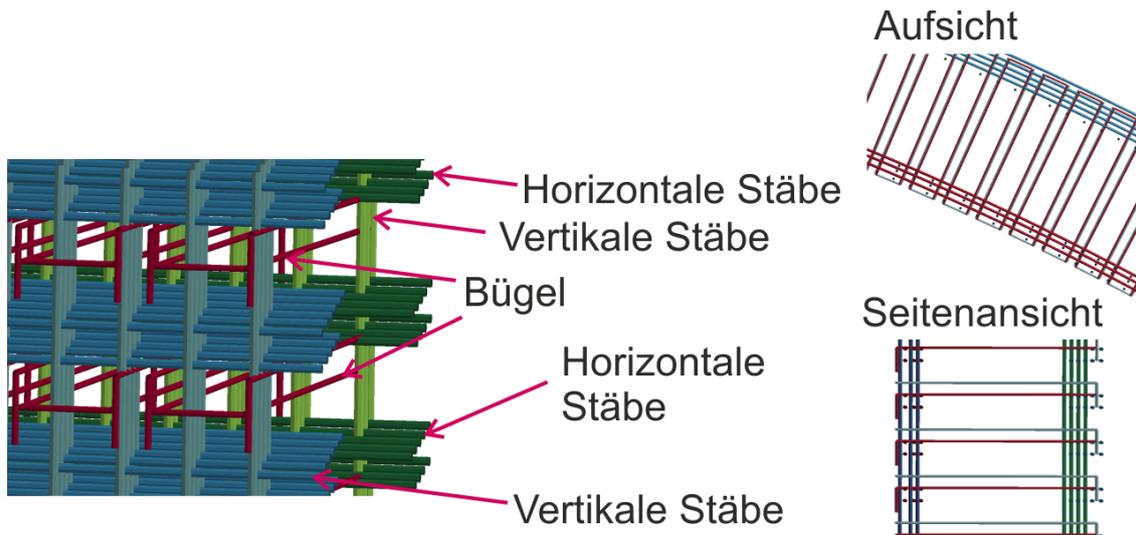


Abb. 11.4 Detailansicht der Bewehrungsmodellierung im Aufprallbereich des Konvoi-Modells

Im Aufprallbereich beträgt die durchschnittliche Kantenlänge der Betonelemente 100 mm. Bei einer Höhe von ca. 20 m und einer Breite von ca. 60 m erfordert diese Vernetzungseinheit etwa 2,9 Millionen Elemente. Zur Abbildung des Betonverhaltens wird das RHT-Modell mit dem Standardparametersatz /BOR 11/ für einen Beton mit Zylinderdruckfestigkeit von 35 MPa verwendet. Konturplots des Schädigungsparameters des RHT-Modells auf der Außen- und Innenseite des verfeinerten Bereiches nach dem Ende der Simulation sind in Abb. 11.5 dargestellt. Wie beabsichtigt kommt es bei der gegebenen Belastung zu einer Schädigung des Betons und zu plastischen Verformungen der Bewehrung, allerdings nicht zu einer Durchtrennung von Bewehrungsstäben oder gar einer Perforation der Hülle.

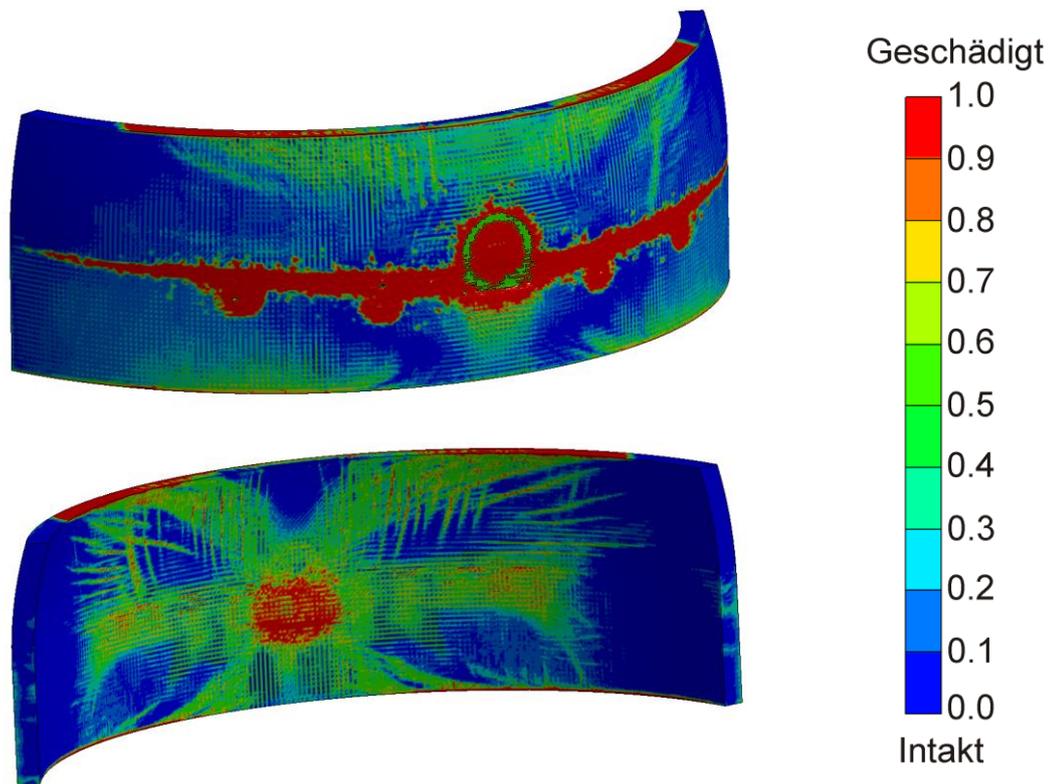


Abb. 11.5 Schädigung des Betons im verfeinerten Bereich im Konvoi-Modell infolge FLAB (Außenseite-Bild oben, Innenseite-Bild unten)

11.3 Modellierung des Übergangsbereiches

Zur Kopplung des verfeinerten Aufprallbereiches und des gröber modellierten außenliegenden Bereiches wurden unterschiedliche Ansätze erprobt. Als wesentliche Anforderung ist die korrekte Übertragung von Drehmomenten zwischen den beiden Bereichen zu nennen. Die verschiedenen erprobten Optionen werden im Folgenden stichpunktartig beschrieben:

1. Verwendung von Schalenelementen im Außenbereich und Kopplung mit dem Schlüsselwort `*Constrained_shell_to_solid`. Diese Option wurde von Sagals et al. /SAG 17/, /SAG 19/ sehr erfolgreich bei der Simulation von VTT-Versuchen der V-Reihe angewendet.
2. Verwendung von Schalenelementen im Außenbereich und Kopplung über die Schlüsselwörter `*Contact_tied_shell_edge_to_solid` bzw. alternativ den Klebekontakt `*Contact_tied_shell_edge_to_surface_constrained_offset`.

3. Verwendung von Schalenelementen im Außenbereich, welche über gemeinsame Knoten an starre Schalenkörper an den Außenflächen des verfeinerten Bereiches angebunden sind.
4. Verwendung von dicken Schalenelementen (mittels *Part_composite_tshell) und Kopplung über die verschiedenen Kontaktvarianten *Contact_tied_nodes_to_surface, bzw. *Contact_tied_nodes_to_surface mit der Unteroption _constrained_offset.

Zur Erprobung der genannten Optionen wurde zum einen die erste Mode eines Biegebalkens untersucht, wobei linear-elastisches Materialverhalten unterstellt wurde. Abb. 11.6 verdeutlicht die Vorgehensweise bei der Modellerstellung. Weitere Studien wurden an mit linear-elastischem Material gefüllten Platten sowie anhand von Stahlbetonplatten (vgl. Abb. 11.7) durchgeführt. Die Studien mit Stahlbetonplatten orientieren sich hierbei an der B-Reihe des IMPACT-Projektes.

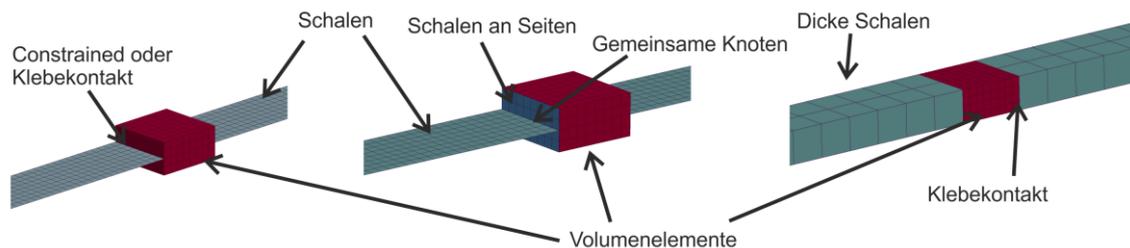


Abb. 11.6 Vergleich verschiedener Kopplungsvarianten eines verfeinerten Bereiches mit dem äußeren Bereich am Beispiel eines Balkens

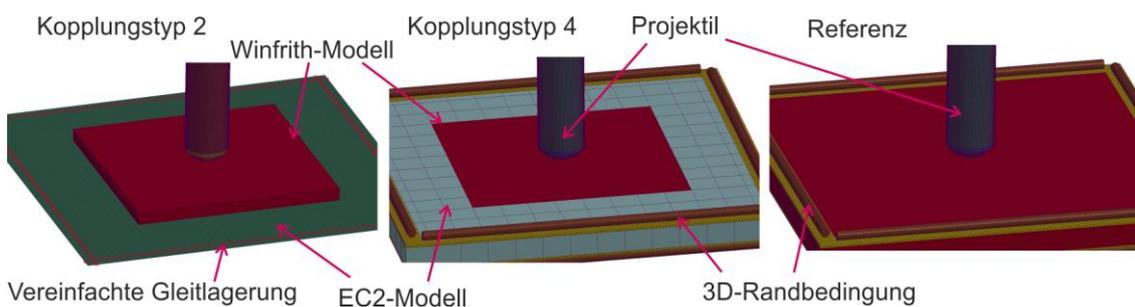


Abb. 11.7 Vergleich verschiedener Kopplungsvarianten eines verfeinerten Bereiches mit dem äußeren Bereich am Beispiel einer Stahlbetonplatte

In Abb. 11.8 werden für das Balkenmodell Zeitverläufe von mit den verschiedenen Kopplungsoptionen berechneten zentralen Verschiebungen mit einer Referenzlösung verglichen, welche sich mit einem vollständig aus Volumenelementen gebildeten Modell

ergab. Die Methoden 1 und 2 erwiesen sich als gleichwertig. Da Methode 1 Limitierungen bezüglich der Anzahl der Knoten in Dickenrichtung und bezüglich der Handhabbarkeit bei der Modellierung aufweist, erfolgte eine Einschränkung auf Methode 2. Analog zum Balken zeigt Abb. 11.9 den Vergleich für das Modell der Platte. Es wird deutlich, dass Methode 3 deutlich von der Referenzlösung abweicht und daher zu verwerfen war. Der abschließende Vergleich anhand der Simulation eines Aufprallversuchs in Abb. 10.10 zeigt, dass Methode 2 stark von der Referenzlösung abweicht. Vor diesem Hintergrund wurde für die Modellbildung des Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi Methode 4 ausgewählt.

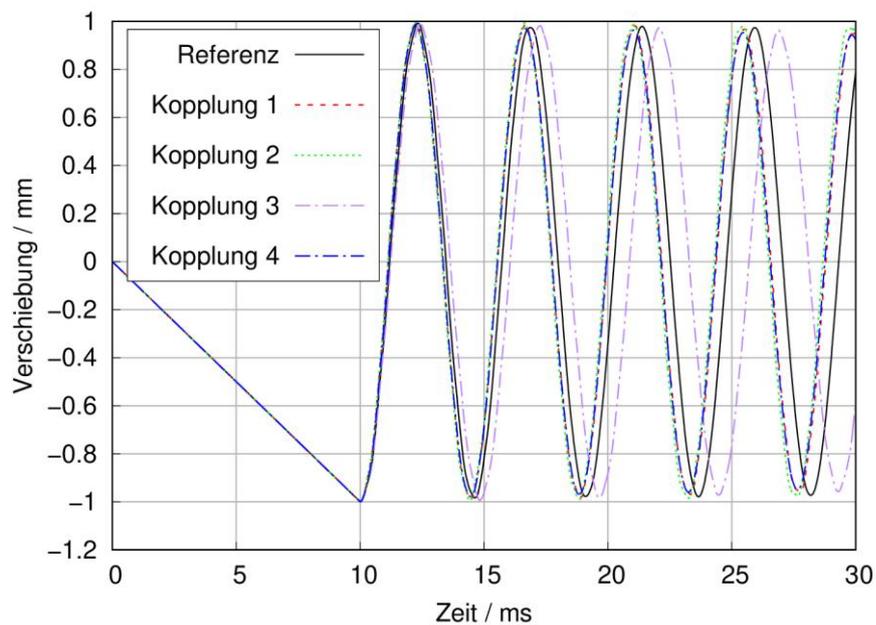


Abb. 11.8 Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand eines Balkens mit linear-elastischem Materialverhalten

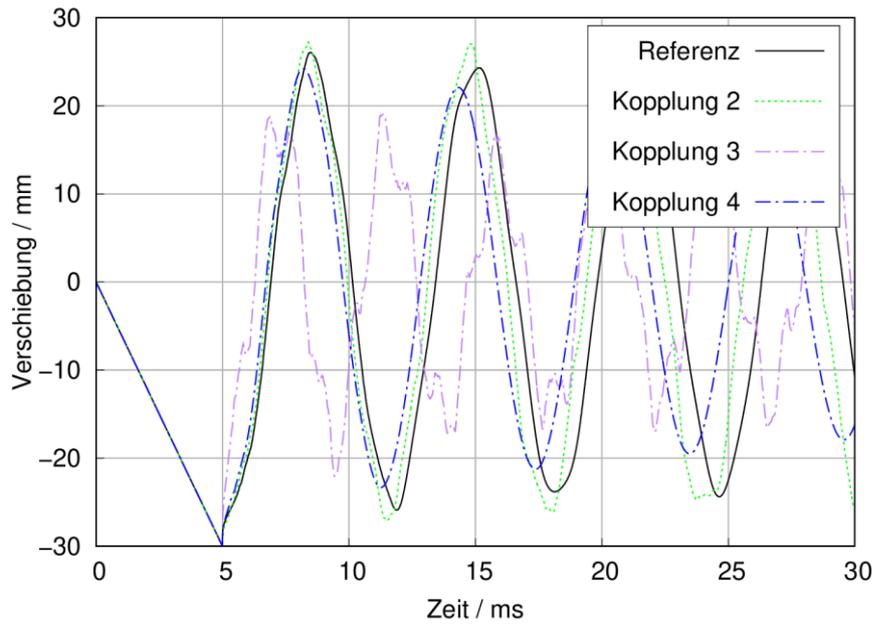


Abb. 11.9 Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand einer Platte mit linear-elastischem Materialverhalten

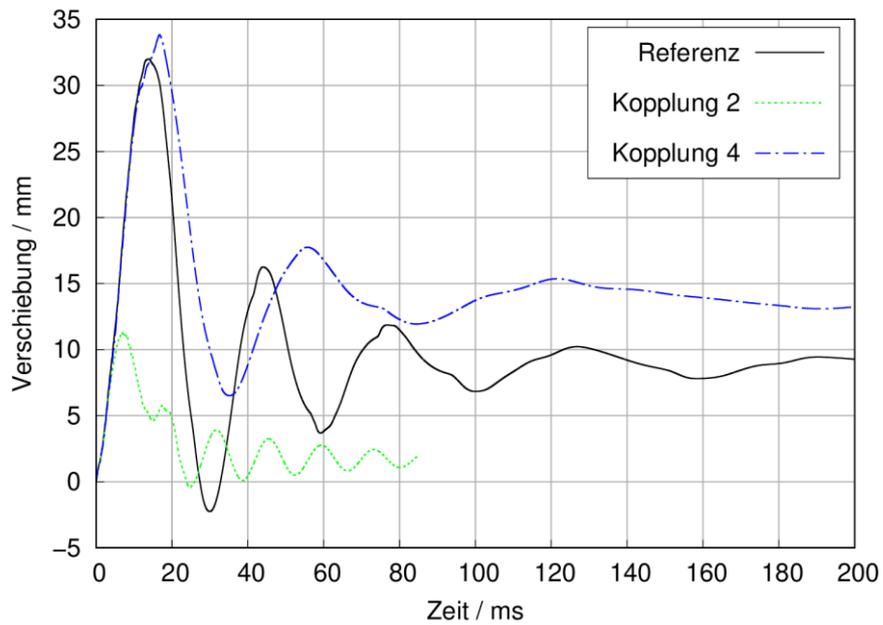


Abb. 11.10 Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand eines Aufprallversuches mit einer Stahlbetonplatte

11.4 Modellierung der innenliegenden Strukturen

Die Modellierung der Großkomponenten einschließlich ihrer Auflagerbedingungen wird in Abb. 11.11 veranschaulicht. Diese erfolgte über Schalenelemente, wobei über steifigkeitsfreie Massen eine realistische Gesamtmasse abgebildet wurde. In diesem Modell wurden die DE und die HKPs pendelgelagert, während der RDB sowie der DH über Tragpratzen gelagert sind. Die Anbindung an die Großkomponenten bzw. die Gebäude- teile erfolgt über Kontaktbedingungen. Diese Form der Modellierung weist zudem An- nahmen im Hinblick auf die Massenverteilung in Längsrichtung auf, da hierzu keine ge- nauen Daten bekannt sind. Bezüglich der Randbedingung der DE wurden ebenfalls erhebliche Vereinfachungen vorgenommen. Zum einen ist der sekundäre Kühlkreislauf nicht im Modell enthalten. Weiterhin wurden die Anschläge der DE nicht abgebildet. Wei- tere Vereinfachungen betreffen den Portalkran, dessen Laufkatze und Traverse fest fi- xiert sind.

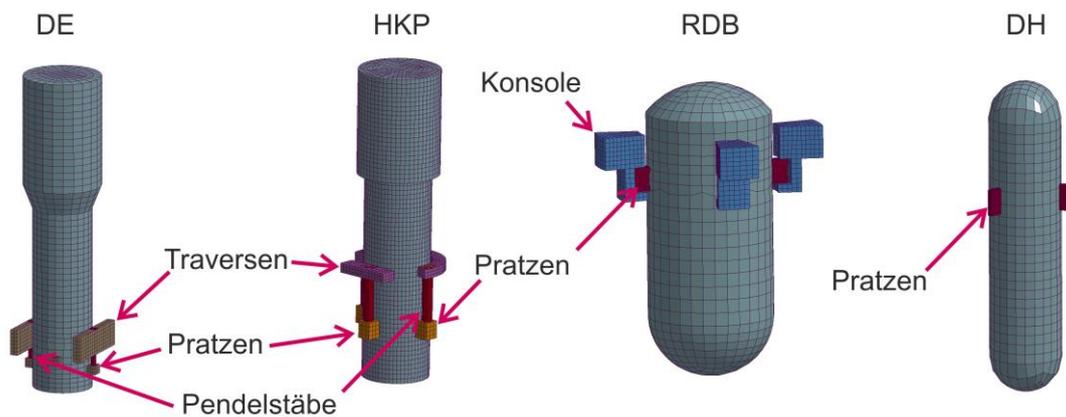


Abb. 11.11 Details der Großkomponenten des Konvoi-Modells (nicht maßstäblich)

11.5 Mit dem Konvoi-Modell berechnete Verschiebungen bei FLAB

In den Simulationsrechnungen wurde die Gravitation berücksichtigt. Hierzu wurde die Gravitation rampenförmig über das Schlüsselwort *Load_Body aufgebracht, da das Schlüsselwort *Load_Gravity für dicke Schalenelemente nicht zur Verfügung steht. Die Dämpfung der induzierten Schwingungen wurde durch das Schlüsselwort *Damping_Global über 400 ms bzw. über 600 ms für Bodentyp A aktiviert. In Abb. 11.12 werden vertikale Verschiebungen der Kuppelspitze und im Bereich der Armaturenkammer für verschiedene Bodentypen verglichen. Erwartungsgemäß kommt es bei höheren Bo- densteifigkeiten (siehe Tab. 11.2) zu einer geringeren Setzung des Gebäudes. Nach

dem bei $t = 0$ ms einsetzenden Aufprall kommt es in sämtlichen Simulationen zunächst zu einer Anhebung der Kuppel und einer Absenkung der Armaturenkammer, wobei die Auslenkungen ebenfalls von den Bodensteifigkeiten beeinflusst sind.

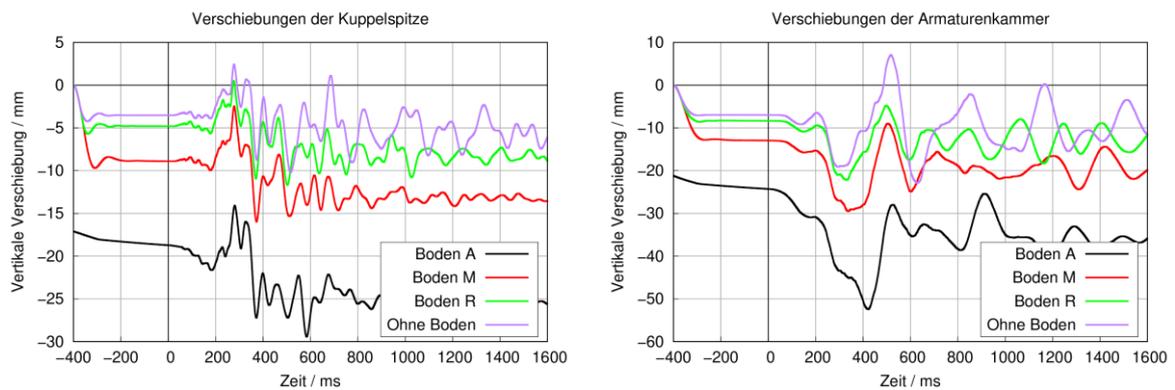


Abb. 11.12 Vertikale Verschiebungen der Kuppelspitze und der Armaturenkammer des Konvoi-Modells einschließlich der Dämpfungsphase

Im Folgenden werden Ergebnisse bezüglich horizontaler Verschiebung in Richtung des Aufpralls dargestellt. Anhand der Verschiebungen der Kuppelspitze und der Armaturenkammer wird deutlich (vgl. Abb. 11.13), dass die Bodensteifigkeiten maßgeblich Auslenkungen und Frequenzen beeinflussen. In der Simulation ohne BBI stellt man die ausgeprägteste Steifigkeit bei der Abbildung der Randbedingung fest.

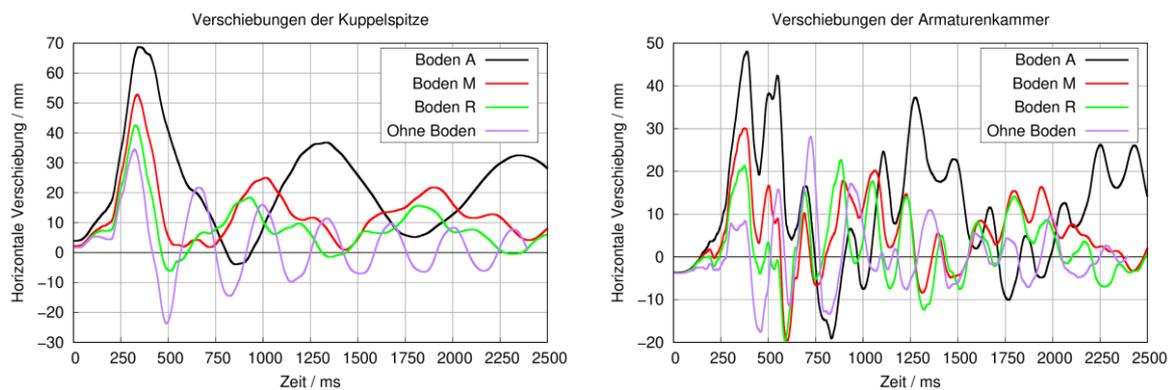


Abb. 11.13 Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der Kuppelspitze (links) und der Armaturenkammer (rechts) für verschiedene Bodensteifigkeiten

In den Abb. 11.15 bis Abb. 11.17 werden für innenliegende Strukturen Ergebnisse bezüglich der horizontalen Verschiebungen in Aufprallrichtung miteinander verglichen. In Simulationen mit BBI treten die höchsten Verschiebungen an der Position der Laufkatze des Portalkrans auf, was im Hinblick auf die Länge des Hebelarmes zu erwarten ist. Bei den DE-Verschiebungen ist zu beachten, dass in dem bisher verwendeten Modell keine

konstruktiv bedingte Begrenzung berücksichtigt wird. Weiterhin wird deutlich, dass für Bodentyp A deutlich höhere Verschiebungen berechnet werden als für die Typen M und R. Besonders augenfällig ist jedoch die Tatsache, dass lediglich vernachlässigbare Verschiebungen in Simulationen ohne BBI berechnet werden. Ähnliche Ergebnisse ergaben sich in Analysen der TU-Kaiserslautern /FEL 19/ für ein Schalenmodell eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi. Aus diesen Ergebnissen ergibt sich die Schlussfolgerung, dass eine Fixierung der Knoten der Bodenplatte, wie sie etwa für ein Konvoi-Modell von Siefert et al. /SIE 13/ realisiert wurde, für die im Rahmen von SimSEB erstellten Modelle zu nicht konservativen Ergebnissen bezüglich der induzierten Erschütterungen führt. Bemerkenswert ist ebenso die Tatsache, dass sich aus zahlreichen Referenzen (/ARR 07/, /KOS 14/, /ARR 15/, /THA 15/) zur Thematik der induzierten Erschütterungen infolge FLAB keine Detailinformationen zur Abbildung der Randbedingungen und deren Relevanz entnehmen lassen.

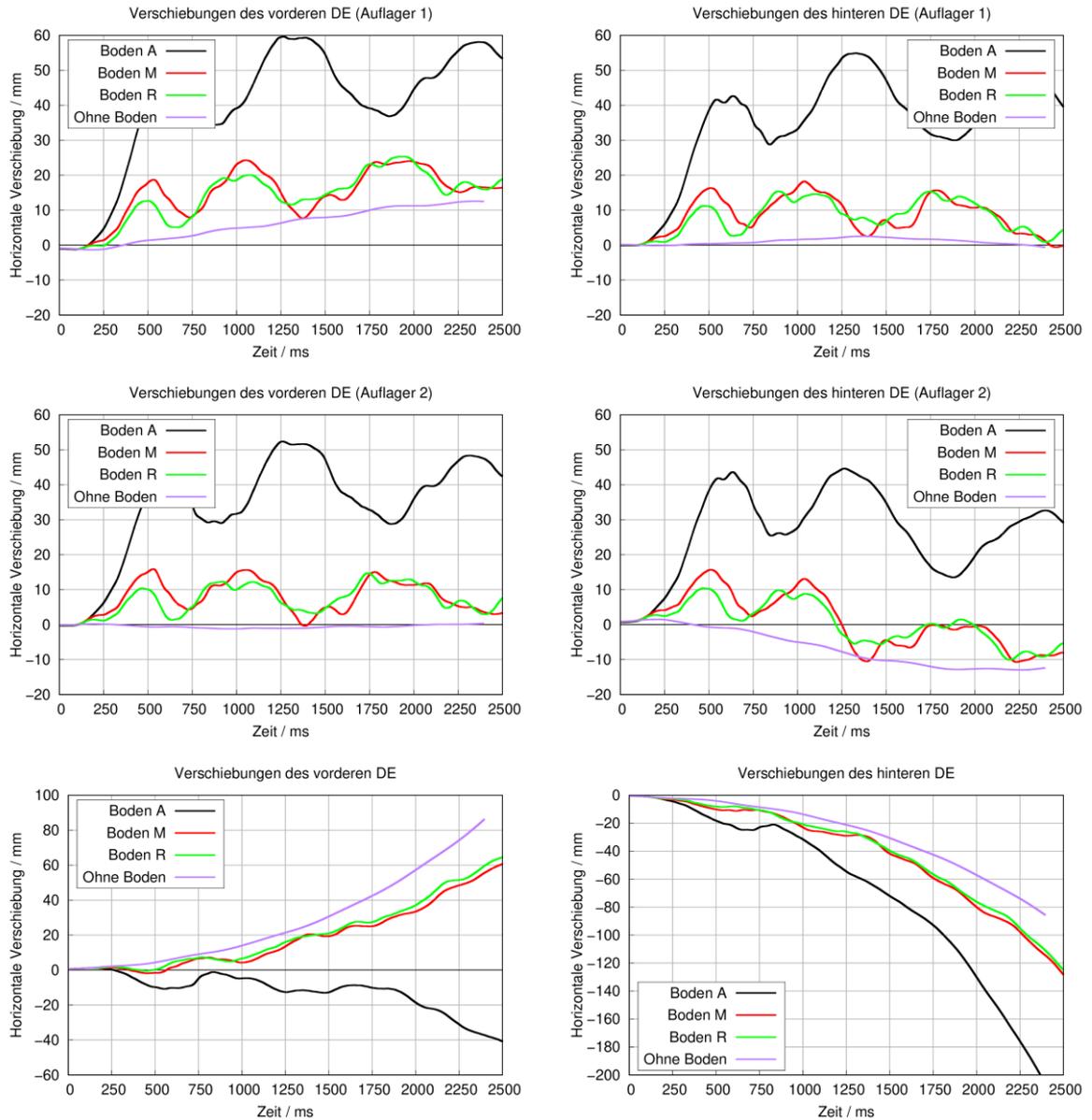


Abb. 11.14 Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell an den Auflagerpunkten und höchsten Punkten der Dampferzeuger

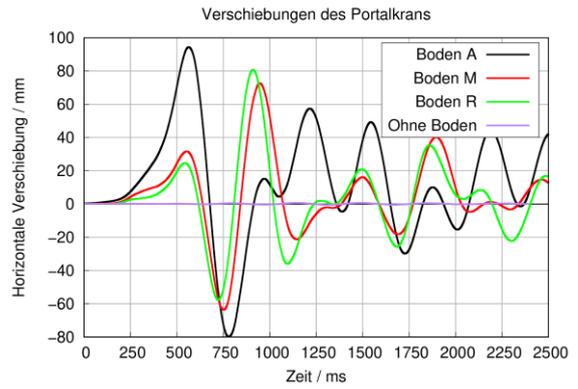
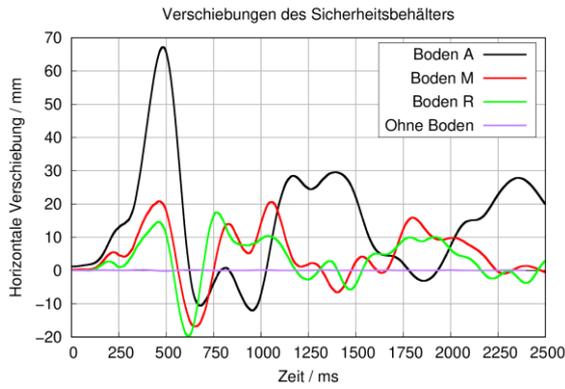


Abb. 11.15 Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell auf der Spitze des Sicherheitsbehälters (links) und der Laufkatze des Portalkrans (rechts)

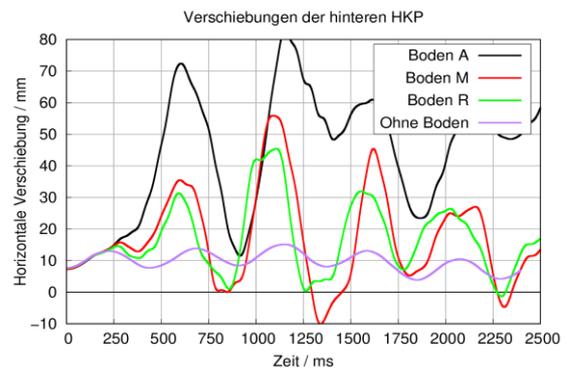
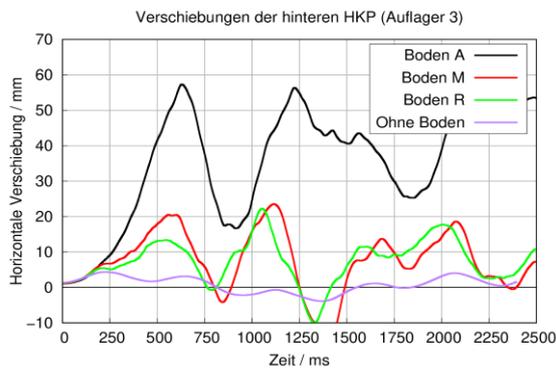
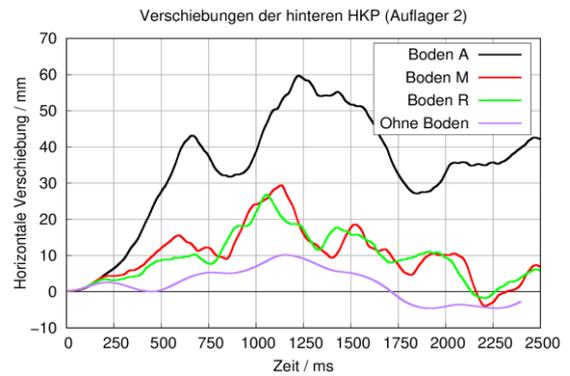
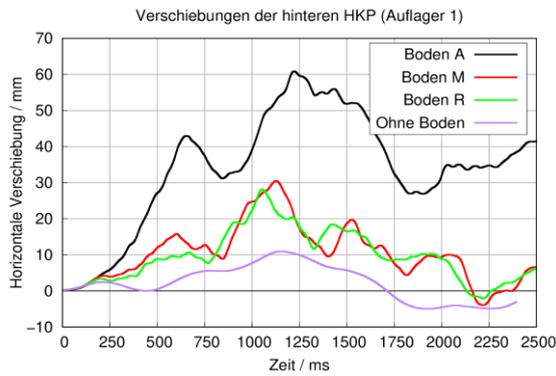


Abb. 11.16 Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der hinteren HKP

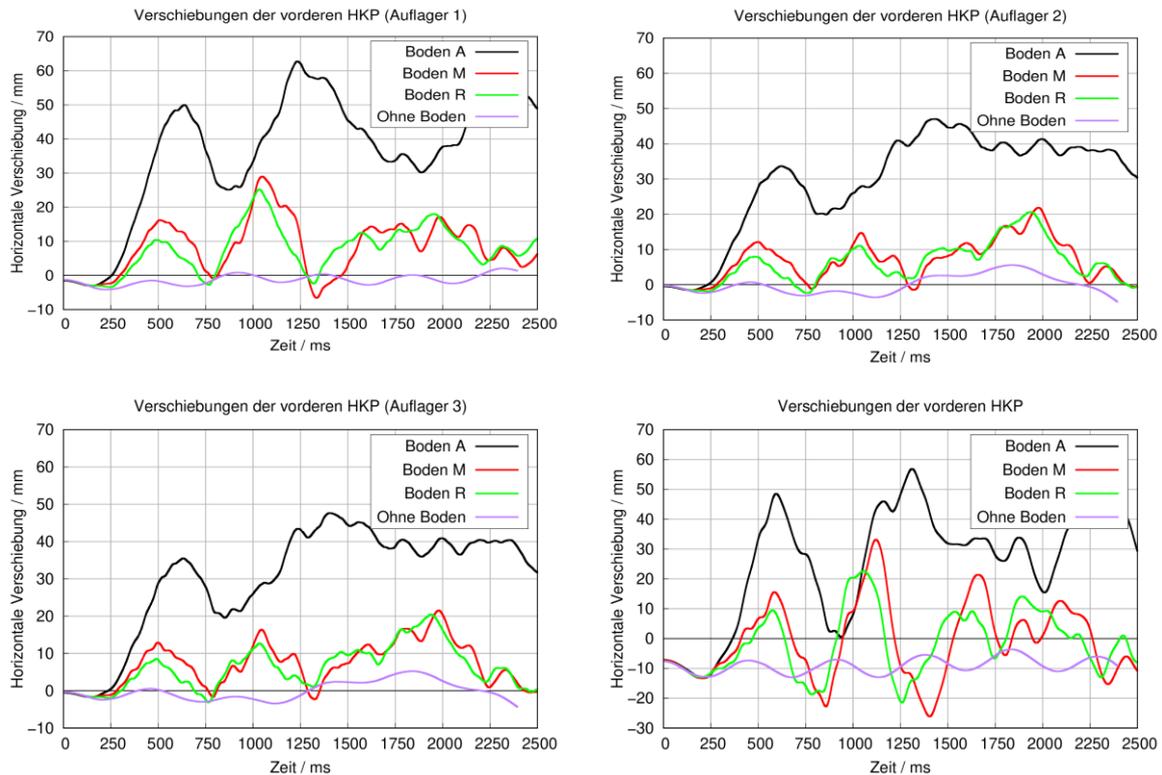


Abb. 11.17 Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der vorderen HKP

11.6 Mit dem Konvoi-Modell berechnete Beschleunigungen und Etagenantwortspektren bei FLAB

Ergänzend zu den Verschiebungen an ausgewählten Punkten des Konvoi-Modells werden in diesem Abschnitt berechnete Etagenantwortspektren und spektrale Verschiebungen gezeigt (vgl. Abb. 11.18 bis Abb. 11.25). Dabei wird deutlich, dass die Bodensteifigkeiten teilweise einen nennenswerten Einfluss auf Etagenantwortspektren und spektrale Verschiebungen aufweisen. Im Hinblick auf die spektralen Verschiebungen ist erkennbar, dass diese im Inneren des Gebäudes lediglich im Frequenzbereich bis ca. 20 Hz nennenswerte Größen aufweisen. Am Auswertungspunkt in der Armaturenkammer ist der Einfluss der Bodensteifigkeit vergleichsweise gering (vgl. Abb. 11.18) und auch die Simulation ohne Boden entspricht etwa den Charakteristiken der Verläufe der Simulationen mit Böden. An den Positionen im Gebäudeinneren weist die Simulation ohne Boden lediglich sehr geringe spektrale Verschiebungen auf, was konsistent mit den Ergebnissen bezüglich der Verschiebungen ist. Im Bereich von Frequenzen von 5 – 10 Hz finden sich vereinzelt Positionen, an denen die Bodentypen R oder M höhere spektrale

Verschiebungen aufweisen. Dies ist z. B. am DH (vgl. Abb. 11.21) und den HKP (vgl. Abb. 11.24 und Abb. 11.25) der Fall.

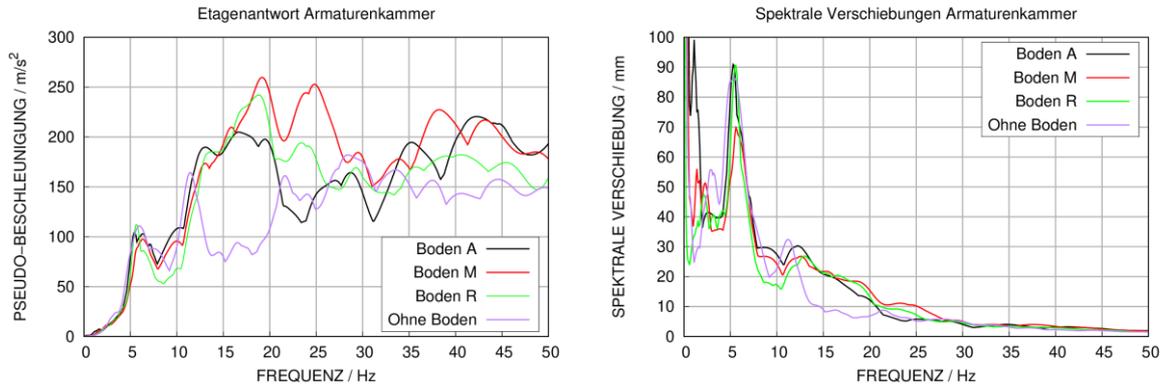


Abb. 11.18 Berechnete Etagenantwortspektren an der Armaturenkammer

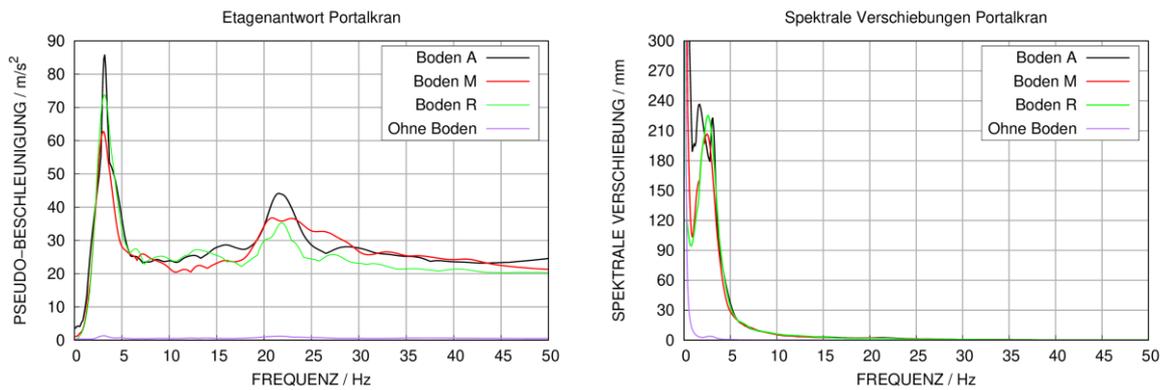


Abb. 11.19 Berechnete Etagenantwortspektren an der Läuferkatze des Portalkrans

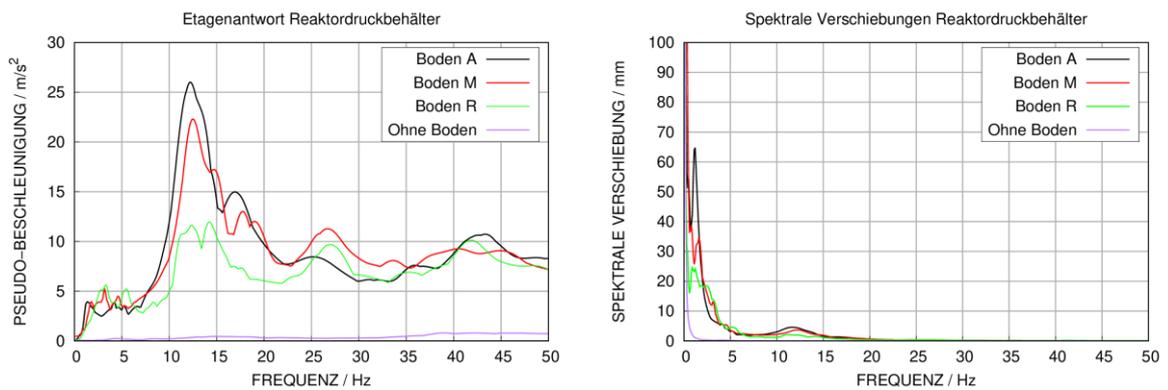


Abb. 11.20 Berechnete Etagenantwortspektren im Deckelbereich des RDB

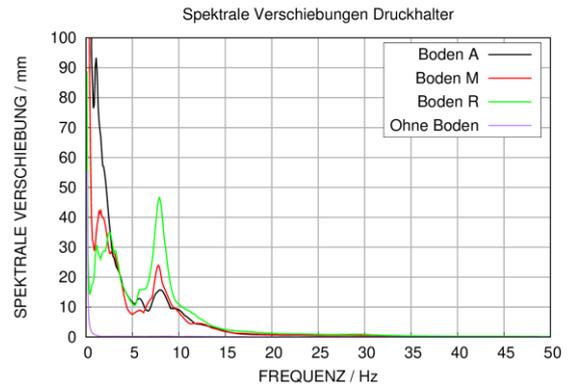
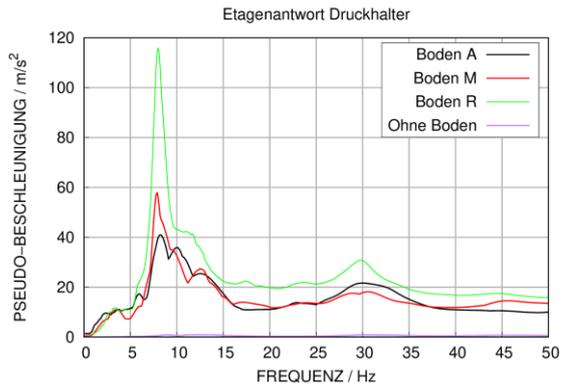


Abb. 11.21 Berechnete Etagenantwortspektren am Deckelbereich des Druckhalters

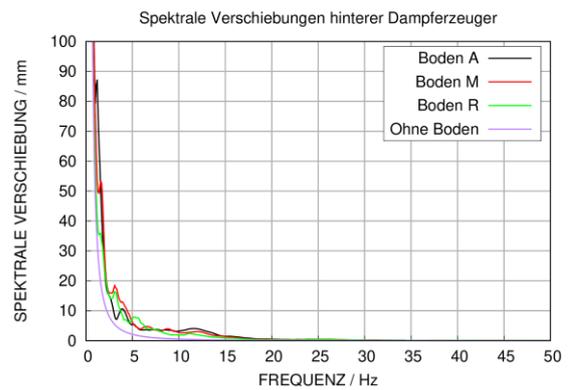
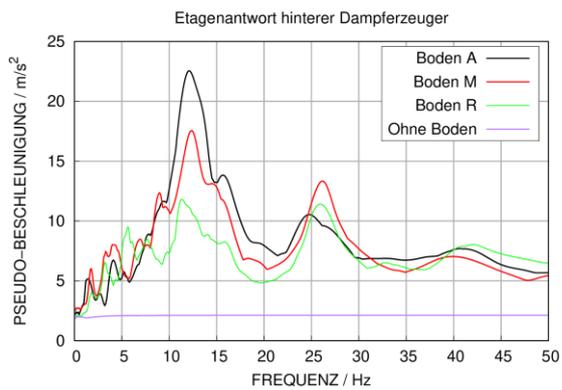


Abb. 11.22 Berechnete Etagenantwortspektren an der Lagerung des hinteren Dampf-
erzeugers

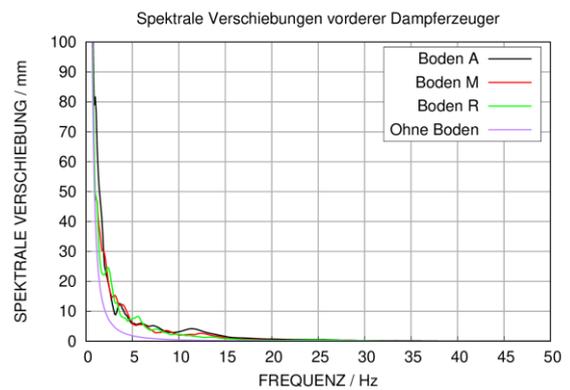
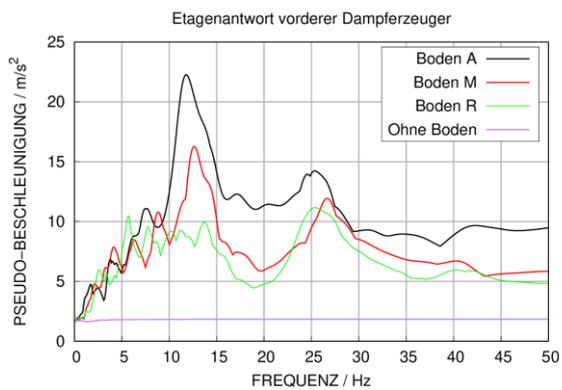


Abb. 11.23 Berechnete Etagenantwortspektren an der Lagerung des vorderen Dampf-
erzeugers

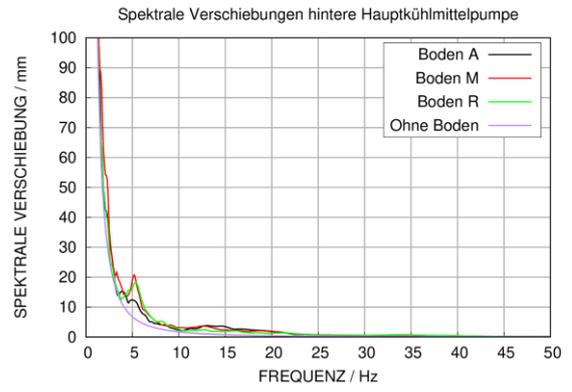
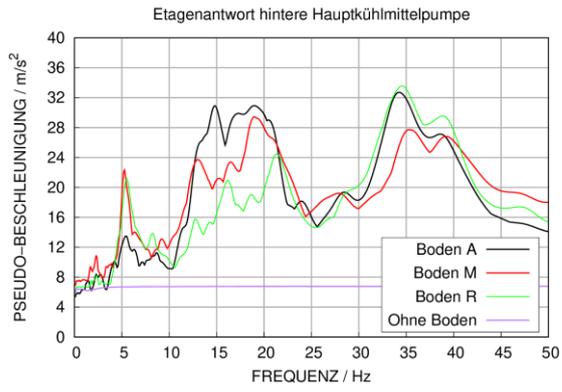


Abb. 11.24 Berechnete Etagenantwortspektren der vorderen Hauptkühlmittelpumpe

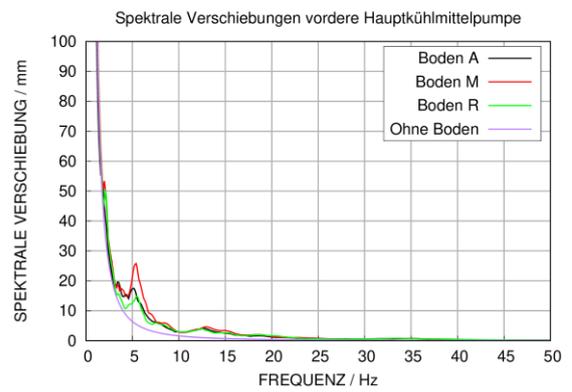
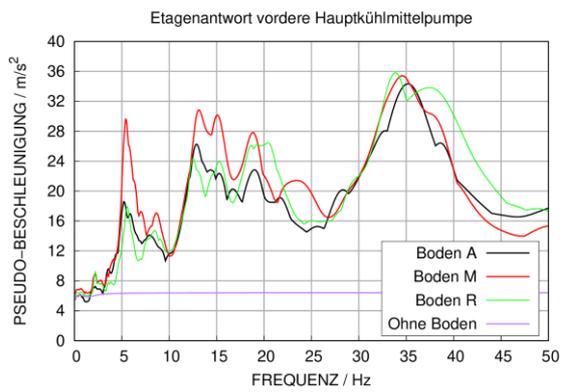


Abb. 11.25 Berechnete Etagenantwortspektren der hinteren Hauptkühlmittelpumpe

12 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

12.1 Zusammenfassung

Im Rahmen des Vorhabens RS1550B (SimSEB) hat die GRS zum strukturmechanischen Verhalten von Stahlbetonstrukturen unter hochdynamischen Belastungen auf Grundlage von Aufprallversuchen Untersuchungen zu verschiedenen Phänomenen, welche beim Aufprall von deformierbaren, starren, teilweise verformbaren sowie flüssigkeitsgefüllten Projektilen auf Stahlbetonstrukturen auftreten können, durchgeführt. Hierzu wurden die Rechenprogramme AUTODYN und LS-DYNA eingesetzt. Ausgewählte in diesen Rechenprogrammen verfügbare Materialmodelle für Beton wurden im Hinblick auf ihre Eignung zur Simulation bestimmter Phänomene untereinander verglichen. Der Vergleich erfolgte zum einen hinsichtlich des Verhaltens der Modelle bei definierten Spannungszuständen. Weiterhin erfolgten umfangreiche Vergleiche anhand der Simulationen von bei VTT durchgeführten Versuchen zum kombinierten Biege- und Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls verformbarer und teilharter Projektile.

Zur Erweiterung der experimentellen Datenbasis erfolgte eine Beteiligung an den Phasen III und IV des internationalen IMPACT Projektes. Im Rahmen der Phase III wurde von der GRS in Zusammenarbeit mit dem Experimentator VTT eine Versuchsreihe mit wassergefüllten Projektilen spezifiziert und detailliert ausgewertet. Weiterhin wurden als Beitrag zur Versuchsmatrix von Phase IV Versuche zum Aufprall starrer Stoßkörper spezifiziert, bei denen zum einen die Dicke der Stahlbetonplatte und der Neigungswinkel des Projektils variiert wurden.

Im Rahmen der internationalen Benchmark-Aktivität IRIS-3 der CSNI-Arbeitsgruppe IAGE hat sich die GRS an Vergleichsrechnungen zu Aufprallversuchen zur Thematik der induzierten Erschütterungen beteiligt. Weiterhin standen Vergleichsrechnungen zu zahlreichen Aufprallversuchen, die im Rahmen des internationalen IMPACT Projektes zu unterschiedlichen Fragestellungen durchgeführt wurden, im Vordergrund des Vorhabens RS1550B. Außerdem erfolgten Analysen zu den sogenannten Sugano-Versuchen, die zum Aufprall von Triebwerkstrukturen auf Stahlbetonplatten durchgeführt wurden, wobei von der GRS ein komplexes Stoßkörpermodell eines Triebwerks vom Typ GE-J79 entwickelt wurde. Ferner wurden Simulationen zu dem Meppener Hard Missile Test (Großversuch) und zu entsprechend skalierten Versuchen der UKAEA zum Aufprall starrer Stoßkörper durchgeführt.

Zur Simulation des strukturmechanischen Verhaltens einer komplexen Gebäudestruktur bei Flugzeugabsturzscenarien wurde ein Analysemodell für ein Reaktorgebäude vom Typ Konvoi erstellt. Das Modell enthält neben den wesentlichen äußeren und inneren Gebäudestrukturen auch die wesentlichen Komponenten des primären Kühlkreislaufs. Weiterhin wurde zur Simulation induzierter Erschütterungen bei Flugzeugabsturzscenarien im Analysemodell ein komplexer Ansatz zur Boden-Bauwerk-Kopplung berücksichtigt. Zur Erprobung der Analysemethodik wurde exemplarisch der Absturz eines großen Passagierflugzeugs vom Typ A340-600 generisch untersucht.

12.2 Schlussfolgerungen und Ausblick

Vergleichende Analysen mit verschiedenen Materialmodellen für den Werkstoff Beton zeigen, dass die Eignung der Betonmodelle zur Simulation relevanter Phänomene bei hochdynamischen Einwirkungen unterschiedlich ist. Insbesondere bei der Simulation von Aufprallversuchen zur Thematik der induzierten Erschütterungen erwies sich das in einfacher Weise anwendbare Winfrith-Modell als sehr gut geeignet. Bei lokaler Beanspruchung mit starken Verformungen und Materialschädigungen eignen sich prinzipiell das RHT-Modell sowie das K&C-Modell. Hinsichtlich der Eignung einzelner Modelle bei der Simulation von Aufprallversuchen zum kombinierten Biege- und Durchstanzversagen lassen sich keine allgemeinen Empfehlungen ableiten. Das RHT-Modell und das K&C-Modell neigen zu einer Überschätzung der in Versuchen gemessenen Stanzkegelverschiebungen, insbesondere im Bereich geringer Stanzkegelverschiebungen. Andererseits neigt das Winfrith-Modell zu einer Unterschätzung der Stanzkegelverschiebung, insbesondere in Versuchen mit größeren Stanzkegelverschiebungen. Teilweise können Materialmodelle Defizite bei der Simulation von typischen quasistatischen Versuchen zur Betoncharakterisierung aufweisen. Diese Tatsache sollte jedoch kein Ausschlusskriterium für den Einsatz der betreffenden Modelle bei der Simulation von hochdynamischen Belastungen darstellen.

Anhand der durchgeführten Auswertungen und Simulationen der VTT-Versuche zum Aufprall flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper wurden bestimmte der Flüssigkeitsfüllung zuzuordnende Effekte ermittelt und beschrieben. Diese umfassen eine kurzzeitige peakartige Drucküberhöhung auf der Oberfläche der Targetstruktur beim Aufprall einer Wassersäule, Effekte der zeitlichen Variation der belasteten Fläche infolge der Flüssigkeitsausbreitung beim Aufprall, lastreduzierende Effekte bei Teilfüllung der Wassertanks und Wassereintrag auf die Rückseite der Barriere bei Perforation. Es wurde eine Methode

zur Abschätzung der eindringenden Flüssigkeitsmasse mit dem Rechenprogramm AUTODYN vorgestellt. Umfangreiche Messungen der Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung im Hinblick auf die räumliche Dehnungsverteilung zeigen, dass Bereiche mit plastischer Verformung nicht stark lokalisiert sind. Die numerischen Simulationen unterschätzen die Dehnungen im Bereich plastischer Gelenke.

Die Simulationen der sog. Sugano-Großversuche zum Aufprall realer Triebwerke des Typs GE-J79 zeigen gute Ergebnisse bezüglich der Schädigung der Stahlbetonplatte. Bei den Berechnungen zu dem Meppener Hard-Missile-Test (Großversuch) und den skalierten UKAEA-Versuchen ergab sich, dass die simulierten Schädigungen von der Wahl des Versagenskriteriums für den Bewehrungsstahl und auch von der Vernetzungsfineinheit abhängen. Der Effekt der Größenskala ließ sich nicht unmittelbar abbilden. In zukünftigen Arbeiten sollten die verwendeten Materialmodelle für Beton hinsichtlich ihrer Fähigkeit zur Abbildung von Effekten der Größenskala genauer untersucht werden.

Simulationen zur Erhöhung der Plattendicke sowie zum Einfluss eines geneigten Aufpralls in VTT-Versuchen zum Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektile zeigen qualitativ das erwartete Ergebnis. Eine Erhöhung der Plattendicke sowie eine Erhöhung der Neigung führen zu geringeren Projektilrestgeschwindigkeiten und höheren ballistischen Grenzggeschwindigkeiten. In weiteren Versuchen sollte hier die für Modellierungszwecke nutzbare Datenbasis erhöht werden. Weiterhin sollte der Einfluss von Bügelbewehrung bei höheren Plattendicken untersucht werden.

Bei der Simulation der Versuche zur Thematik der induzierten Erschütterungen wurden für die Versuche der Benchmark-Aktivität IRIS-3 sowie für den ebenfalls bei VTT durchgeführten Versuch V3 sehr gute Ergebnisse bezüglich der Verschiebungen und Beschleunigungsverläufe erzielt. Im Gegensatz hierzu konnte das Verhalten des Versuchskörpers im VTT-Versuch V1 nicht reproduziert werden, was mit Unsicherheiten bei der Beschreibung der Lagerungsbedingungen zu erklären ist. Im Hinblick auf reale Anwendungen zur Ausbreitung von Erschütterungen in Komponenten wäre eine Erprobung von Ansätzen zur Submodellierung interessant. Weiterhin sollten Kopplungsmethoden zwischen dem nichtlinearen Aufprallbereich und dem linearen übrigen Bereich einer Struktur anhand von Aufprallversuchen weiter validiert werden.

Die Simulationen zum Aufprall eines Passagierflugzeugs vom Typ A340-600 auf ein Reaktorgebäude vom Typ Konvoi zeigen einen erheblichen Einfluss der Bodensteifigkeiten

auf die Ausbreitung der induzierten Erschütterungen in das Innere des Gebäudes und in die Großkomponenten. Es zeigt sich, dass die dreidimensionale Modellierung von Gebäude und Boden mit erheblichen Rechenzeiten verbunden ist. Es ist anzumerken, dass eine Vernachlässigung der Boden-Bauwerks-Interaktion durch ein vereinfachtes Fixieren der Bodenplatte die Ausbreitung von Erschütterungen in das Gebäudeinnere nahezu unterbindet. Methoden zur Reduzierung des Rechenzeitaufwandes sollten Gegenstand zukünftiger Arbeiten sein. Außerdem sollte in zukünftigen Forschungsarbeiten zum Lastfall Flugzeugabsturz der Einfluss des Neigungswinkels des Stoßkörpers beim Aufprall untersucht werden.

Literaturverzeichnis

- /AEA 95/ Broadhouse, B. J.: The Winfrith Concrete Model in LS-DYNA3D. Technischer Bericht SPD/D(95)363, Winfrith Technology Centre, Februar 1995.
- /AND 15/ Andonov, A., Tan, M., Kourepinis, D.: State of the Art of Aircraft Impact Analysis on Nuclear Safety-Related Facilities. Transactions SMiRT-23, August 2015.
- /ANS 18/ Ansys Inc.: Product Release 19.1, ANSYS Workbench mit ANSYS AUTODYN, ANSYS Mechanical, ANSYS Design Modeler, 2018.
- /ARR 07/ Arros, J., Doumbalski, N.: Analysis of aircraft impact to concrete structures. Nuclear Engineering and Design, 237(12–13):1241–1249, 2007.
- /ARR 15/ Arros, J., Doumbalski, N.: ON THE METHODS FOR AIRCRAFT IMPACT ANALYSIS. Transactions SMiRT-23, August 2015.
- /BAM 07/ Buchardt, F., Matthees, W.: Das dreidimensionale BAM-KONVOI-Modell für das Reaktorgebäude - Eine umfassende Dokumentation einschließlich Datenbank für dynamische Einheitslösungen und deren Anwendung. Projektbericht, SR 2544 / UA 2668, 2007.
- /BFS 15/ Bundesamt für Strahlenschutz (BfS): Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke vom 22. November 2012, Neufassung vom 3. März 2015 (BANz AT 30.03.2015 B2), November 2015.
- /BOR 11/ Borrvall, T., Riedel, W.: THE RHT CONCRETE MODEL IN LS-DYNA. In: 8th European LS-DYNA Users Conference, 2011.
- /BOR 13/ Borschnek, F., Herrmann, N., Müller, H.: Numerical Simulation of the Impact of Fluid-Filled Projectiles Using Realistic Material Models. In: Transactions of SMiRT-22, 2013.

- /BOR 15/ Borgerhoff, M., Schneeberger, C., Stangenberg, F., Zinn, R.: VIBRATION PROPAGATION AND DAMPING BEHAVIOUR OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES TESTED WITHIN IMPACT III PROJECT. In: Transactions of SMiRT-23, Manchester, United Kingdom. August 2015.
- /BOR 19/ Borgerhoff, M., Schneeberger, C., Stadler, M.: IMPROVEMENTS IN NUMERICAL SIMULATION OF IMPACT INDUCED VIBRATION AND DAMPING BEHAVIOUR OF A REINFORCED CONCRETE STRUCTURE TESTED IN IRIS PHASE 3 PROJECT. In: Transactions of SMiRT-25, Charlotte, NC, USA. August 2019.
- /BRA 09/ Brannon, R., Leelavanichkul, S.: Survey of Four Damage Models for Concrete. Technischer Bericht SAND2009-5544, Sandia National Laboratories, August 2009.
- /BRO 93/ Broadhouse, B. J., Attwood, G. J.: Finite Element Analysis of the Impact Response of Reinforced Concrete Structures Using DYNA3D. In: SMiRT-12, Stuttgart. 1993.
- /CEB 88/ Eibl, J.: Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading. Technischer Bericht Bulletin d'Information n°87, Comite Euro-International du Beton, Lausanne, September 1988.
- /CEB 93/ Comite Euro-International du Beton: CEB-FIP Model Code 90, Mai 1993.
- /CEB 13/ CEB-FIP Fédération Internationale du Béton: fib Model Code 2010 (MC2010), Oktober 2013.
- /CHE 18/ Cheng, L. Z., Tao, H., Fa, D. Z.: Numerical Simulation for Dynamic Response of Containment under Large Commercial Aircraft Impact. In: TINCE, Paris-Saclay, France. August 2018.
- /COL 15/ Coleman, J., Spears, R., Cohen, M.: Development of a Nonlinear Time Domain Methodology (Part I). In: Transactions, SMiRT-23, 2015.

- /DIS 19/ Distler, P., Sadegh-Azar, H., Heckötter, C.: ENHANCEMENT OF ENGINEERING MODELS FOR SIMULATION OF SOFT, SEMI-HARD AND HARD PROJECTILE IMPACT ON REINFORCED CONCRETE STRUCTURES. In: Transactions of SMiRT-25, Charlotte, NC, USA. August 2019.
- /DRU 52/ Drucker, D. C., Prager, W.: Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design. Quarterly of Applied Mathematics, 10(2):157–165, ISSN 0033569X, 15524485, 1952.
- /EDF 18/ EdF: Description of IRIS Phase 3 Project. Projektbericht, Rev. E, Dezember 2018.
- /FEL 19/ Feldbusch, A., Sadegh-Azar, H.: PRELIMINARY INVESTIGATIONS ON THE RESPONSE OF NUCLEAR POWER PLANTS TO AIRCRAFT IMPACT CONSIDERING SOIL-STRUCTURE INTERACTION. Transactions SMiRT-25, August 2019.
- /FHA 07/ Murray, Y. D., Abu-Odeh, A., Bligh, R.: Evaluation of LS-DYNA Concrete Material Model 159. Technischer Bericht FHWA-HRT-05-063, Federal Highway Administration, Mai 2007.
- /GHA 17/ Ghadimi Khasraghy, S., Karbassi, A., Schneeberger, C., Zwicky, P.: EVALUATION OF VIBRATION PROPAGATION OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES SUBJECTED TO IMPACT LOADING. In: Transactions of SMiRT-24, Busan, Korea. August 2017.
- /GHA 19/ Ghadimi Khasraghy, S., Karbassi, A., Schneeberger, C., Zwicky, P.: VIBRATION PROPAGATION OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES UNDER CONSECUTIVE IMPACTS. In: Transactions of SMiRT-25, Charlotte, NC, USA. August 2019.
- /GRA 13/ Grassl, P., Xenos, D., Nyström, U., Rempling, R., Gylltoft, K.: CDPM2: A damage-plasticity approach to modelling the failure of concrete. International Journal of Solids and Structures, 50(24):3805–3816, ISSN 0020-7683, 2013.

- /GRO 11/ Grote, K.-H., Feldhusen, J.: Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, ISBN 978-3-642-17306-6, 2011.
- /GRS 03/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Dringlichkeitsprojekt äußere Einwirkungen - Entwicklung von Modellen zur Simulation der Auswirkungen verschiedener gezielter Einwirkungen von außen auf kerntechnische Einrichtungen (Verschlussache - Nur für den Dienstgebrauch). Abschlussbericht GRS-A-3117, Juli 2003.
- /GRS 08/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) GmbH: Weiterentwicklung von Analysemodellen zur Simulation der mechanischen und thermischen Phänomene bei hochenergetischen Aufprallversuchen von flüssigkeitsgefüllten Strukturen, Vorhaben RS1167. Abschlussbericht GRS-A-3444, November 2008.
- /GRS 11/ Bachmann, P., Eisert, P., Grebner, H., Sievers, J.: Strukturdynamische Untersuchungen eines Sicherheitsbehälters vom Typ Konvoi. Bericht zum Vorhaben: "Anforderungen an den Nachweis der Wirksamkeit von H2-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen". Projektbericht GRS-A-3653, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Dezember 2011.
- /GRS 12/ Heckötter, C., Sievers, J.: Validierung von Analysemethoden zur Simulation von Aufprallversuchen im In- und Ausland, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1182. Projektbericht GRS-A-3677, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, August 2012.
- /GRS 14/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) GmbH: Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Bestimmung des strukturdynamischen Verhaltens von Containmentstrukturen, Vorhaben RS1197. Abschlussbericht GRS-346, November 2014.

- /GRS 16/ Heckötter, C., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Berücksichtigung komplexer Lastannahmen bei hochdynamischen Einwirkungen auf Stahlbetonstrukturen, Vorhaben RS1509. Abschlussbericht GRS - 410, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, August 2016.
- /GRU 17/ Grunwald, C., Schaufelberger, B., Stolz, A., Riedel, W., Borrvall, T.: A general concrete model in hydrocodes: Verification and validation of the RHT model in LS-DYNA. *International Journal of Protective Structures*, 8(1):58–85, 2017.
- /HEC 13/ Heckötter, C., Sievers, J.: Simulation of Impact Tests With Hard, Soft and Liquid Filled Missiles on Reinforced Concrete Structures. *Journal of Applied Mechanics*, 80(3), 04 2013.
- /HEC 15a/ Heckötter, C., Sievers, J.: Impact of Different Sized Deformable Projectiles With and Without Liquid Filling. August 2015.
- /HEC 15b/ Heckötter, C., Vepsä, A.: Experimental investigation and numerical analyses of reinforced concrete structures subjected to external missile impact. *Progress in Nuclear Energy*, 84:56 –67, 2015.
- /HEC 17/ Heckötter, C., Sievers, J.: Comparison of the RHT Concrete Material Model in LS-DYNA and ANSYS AUTODYN. In: 11th European LS-DYNA Conference, 2017.
- /HEN 84/ Henkel, F.-O., Wölfel, H.: Building concepts against airplane crash. *Nuclear Engineering and Design*, 79(3):397–409, 1984.
- /HER 69/ Herrmann, W.: Constitutive Equation for the Dynamic Compaction of Ductile Porous Materials. *Journal of Applied Physics*, 40(6), 1969.
- /HES 06/ Hessheimer, M., Dameron, R.: Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories,. Technischer Bericht NUREG/CR-6906, 2006.

- /HOC 83/ HOCHTIEF AG: Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungsvorhaben RS 165/ RS 149 (Meppener Versuche Teil I) Technische Fachberichte: 1 - Einführung und Zielsetzung (1978) 2 - Versuchseinrichtung (1980) 3 - Stoßlasten deformierbarer Projektile (1982) 4 - Abschlussbericht (1983). Technischer Bericht, 1983.
- /HOC 84/ Rüdiger, E., Renz, E., Riech, H.: I. Technischer Bericht - Hard Missile Test. Projektbericht 1500408 (RS467), Hochtief AG, März 1984.
- /HOC 87/ HOCHTIEF AG: Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungsvorhaben 1500408/ RS 467 (Meppener Versuche Teil II), Technische Fachberichte: 1 - Hard Missile Test (1984) 2 - Versuche 11/11-11/22 (1984) 3 - Nichtlineare Untersuchungen (1983) 4 - Stoßlast deformierbarer Projektile (1985) 5 - Dreidimensionale Untersuchung des Lasteinleitungsbereiches (1987) 6 - Schlussbericht (1986). Technischer Bericht, 1987.
- /JET 19/ <https://www.youtube.com/user/AgentJayZ>, aufgerufen am 01.12.2019, 2019.
- /JOH 83/ Johnson, W. H., Cook, W. H.: Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. In: 7th International Symposium on Ballistics, Den Haag, Niederlande. 1983.
- /JOH 07/ Johnson, J. J., Short, S. A., Hardy, G. S.: Modeling Seismic Incoherence Effects on NPP Structures: Unifying CLASSI and SASSI Approaches. In: Transactions, SMiRT-19, 2007.
- /KAR 79/ Kar, A. K.: Residual velocity for projectiles. Nuclear Engineering and Design, 53(1):87–95, 1979.
- /KAR 12/ Crawford, J., Wu, Y., Choi, H.-J., Magallanes, J., Lan, S.: USE AND VALIDATION OF THE RELEASE III K&C CONCRETE MATERIAL MODEL IN LS-DYNA. Technischer Bericht TR-11-36.5, Karagozian & Case, Juli 2012.

- /KOS 14/ Kostov, M., Henkel, F., Andonov, A.: Safety assessment of {A92} reactor building for large commercial aircraft crash. Nuclear Engineering and Design, 269:262– 267, 2014.
- /KTA 11/ Auslegung von Kernkraftwerken gegen seismische Einwirkungen. Teil 1: Grundsätze. Sicherheitstechnische Regel des KTA, KTA 2201.1, November 2011.
- /LAM 76/ Lambert, J. P., Jonas, G. H.: Towards Standardization in Terminal Ballistics Testing: Velocity Representation. Technischer Bericht BRL Report No. 1852, USA Ballistics Research Laboratories, AD-A02I 389, Januar 1976.
- /LAS 07/ Lastunen, A., Hakola, I., Järvinen, E., Hyvärinen, J., Calonius, K.: Impact Test Facility. In: Transactions of SMiRT-19, Toronto, Canada. August 2007.
- /LAW 02/ Lawver, D., Tennant, D., Mould, J., Levine, H.: Impact of Aircraft Engines into Reinforced Concrete Walls. Thermal-Hydraulic Problems, Sloshing Phenomena and Extreme Loads on Structures, PVP-Vol. 435, 2002.
- /LIN 17/ Lin, F., Tang, H.: Nuclear containment structure subjected to commercial aircraft crash and subsequent vibrations and fire. Nuclear Engineering and Design, 322:68–80, 2017.
- /LIQ 05/ Li, Q., Reid, S., Wen, H., Telford, A.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets. International Journal of Impact Engineering, 32(1-4):224–284, 2005.
- /LST 17a/ LSTC: LS-DYNA Keyword Users's Manual, Volume I. LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (LSTC), LS-DYNA R10.0. Aufl., Juli 2017.
- /LST 17b/ LSTC: LS-DYNA Keyword Users's Manual, Volume II, Material Models. LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (LSTC), LS-DYNA R10.0. Aufl., Juli 2017.

- /LYS 72/ Lysmer, J., Waas, G.: Shear Waves in Plane Infinite Structures. Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE Vol. 98, 1972.
- /MAL 97/ Malvar, L., Crawford, J. E., Wesevich, J. W., Simons, D.: A plasticity concrete material model for DYNA3D. International Journal of Impact Engineering, 19(9):847–873, 1997.
- /MAR 11/ Markovich, N., Kochavi, E., Ben-Dor, G.: An improved calibration of the concrete damage model. Finite Elements in Analysis and Design, 47(11):1280–1290, 2011.
- /MES 07/ Meskouris, K., Hinzen, K., Butenweg, C., Mistler, M.: Bauwerke und Erdbeben: Grundlagen - Anwendung - Beispiele. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, ISBN 978-3-8348-0146-3, 2007.
- /MEY 94/ Meyers, M. A.: Dynamic Behavior of Materials. John Wiley & Sons, ISBN 9780471582625, 1994.
- /MUT 89/ Muto, K., Tachikawa, H., Sugano, T., Tsubota, H., Kobayashi, H., Kasai, Y., Koshika, N., Tsujimoto, T.: Experimental Studies on Local Damage of Reinforced Concrete Structures by the Impact of Deformable Missiles Part 1: Outline of Test Program and Small-Scale Tests. Transactions SMiRT-10, 1989.
- /NEA 12/ Agency, N. N. E.: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS_2010). Projektbericht NEA/CSNI/R(2011)8, OECD Nuclear Energy Agency (NEA), Januar 2012.
- /NEA 14/ Agency, N. N. E.: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS_2012). Projektbericht NEA/CSNI/R(2014)5, OECD Nuclear Energy Agency (NEA), August 2014.
- /NEI 11/ Methodology for Performing Aircraft Impact Assessments for New Plant Designs. Technischer Bericht NEI 07-13 Revision 8P, Nuclear Energy Institute (NEI), April 2011.

- /NRC 11/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Guidance for the Assessment of Beyond-Design-Basis Aircraft Impacts. Regulatory Guide 1.217, August 2011.
- /ORB 13/ Orbovic, N., Blahoianu, A.: Tests to Determine the Influence of Transverse Reinforcement on Perfora-tion Resistance of RC Slabs Under Hard Missile Impact. In: Transactions of SMiRT-22, 2013.
- /OTT 77/ Ottosen, N.: A Failure Criterion for Concrete. American Society of Civil Engineers. Engineering Mechanics Division. Journal, 103(4):527–535, ISSN 0044-7951, 1977.
- /PRW 74/ Pratt & Whitney Aircraft Group Illustrated Parts Breakdown - Aircraft Engines USAF Model TF30-P-3, T.O. 2J-TF30-14. Aufl., Juni 1974.
- /RIE 68/ Riera, J. D.: On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces. Nuclear Engineering and Design, 8(4):415–426, 1968.
- /RIE 04/ Riedel, W.: Beton unter dynamischen Lasten – Meso- und makromechanische Modelle und ihre Parameter. Ernst-Mach-Institut Freiburg, ISBN ISBN 3- 8167-6340-5, 2004.
- /RUC 10/ Ruch, D.: Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper. Dissertation, Karlsruher Instituts für Technologie (KIT), 2010.
- /SAA 15/ Saarenheimo, A., Tuomala, M., Calonius, K.: Shear punching studies on an impact loaded reinforced concrete slab. Nuclear Engineering and Design, 295:730–746, 2015.
- /SAA 17a/ Saarenheimo, A., Calonius, K., Fedoroff, A., Tuomala, M., Vepsä, A.: EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDIES ON VIBRATION PROPAGATON. In: Transactions of SMiRT-24, Busan, Korea. August 2017.

- /SAA 17b/ Saarenheimo, A., Calonius, K., Fedoroff, A., Tuomala, M., Vepsä, A.: NUMERICAL SENSITIVITY STUDIES ON VIBRATION PROPAGATION AND DAMPING. In: Transactions of SMiRT-24, Busan, Korea. August 2017.
- /SAD 09/ Sadegh-Azar, H., Garg, A.: Bautechnische Auslegung von Kernkraftwerken für Erdbeben. atw - Internationale Zeitschrift für Kernenergie, Dezember 2009.
- /SAD 10/ Sadegh-Azar, H., Garg, A.: Bautechnische Auslegung von Kernkraftwerken für Erdbeben. VGB-PowerTech, Heft 5, 2010.
- /SAD 11/ Sadegh-Azar, H., Hartmann, H.-G.: Grundlagen der seismischen Auslegung von Kernkraftwerken und Einfluss der Boden-Bauwerk Wechselwirkung. In: Bauingenieur, Band Band 86 (D-A-CH-Mitteilungsblatt), März 2011.
- /SAG 17/ Sagals, G., Orbovic, N., Cole, C.: IRIS PHASE III NUMERICAL SIMULATIONS OF IMPACT INDUCED VIBRATIONS OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURE UNDER MISSILE IMPACT. In: Transactions of SMiRT-24, Busan, Korea. August 2017.
- /SAG 19/ Sagals, G., Orbovic, N., Nitheanandan, T.: FE ANALYSIS OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES UNDER MISSILE IMPACT USING SUB-MODELLING TECHNIQUE. Transactions SMiRT-25, August 2019.
- /SCH 11/ Schwer, L.: The Winfrith Concrete Model: Beauty or Beast? Insights into the Winfrith Concrete Model. In: 8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg. Mai 2011.
- /SCH 15/ Schauer, M. M.: Ein effizienter gekoppelter FEM-SBFEM Ansatz zur Analyse von Boden-Bauwerk-Interaktionen im Zeitbereich. Bericht Nr. 2015-117, Institut für Statik Technische Universität Braunschweig, 2015.

- /SIE 13/ Siefert, A., Ries, M., Henkel, F.-O.: DIFFERENCES BETWEEN DECOUPLED AND INTEGRAL AIRPLANE CRASH ANALYSIS REGARDING COMPUTATION OF RESPONSE SPECTRA FOR COMPONENT DESIGN. Transactions SMiRT-22, August 2013.
- /SIE 15/ Siefert, A., Beherec, M. L., Henkel, F.-O., Galan, M.: COMPARISON BETWEEN EMPIRICAL FORMULA AND INTEGRAL SIMULATION APPROACH FOR INVESTIGATION OF ENGINE IMPACT. In: SMiRT23, August 2015.
- /SOF 20/ SOFiSTiK, Software zur Berechnung, Bemessung und Konstruktion von Bauprojekten, 2020.
- /SPE 15/ Spears, R., Mertz, G., Coleman, J.: Development of a Nonlinear Time Domain Methodology (Part II). In: Transactions, SMiRT-23, 2015.
- /SUG 93a/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai, K., von Riesemann, W., Bickel, D., Parks, M.: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results. Nuclear Engineering and Design, 140(3):407–423, 1993.
- /SUG 93b/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Ohnuma, H., von Riesemann, W., Bickel, D., Parks, M.: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, method and results. Nuclear Engineering and Design, 140(3):387–405, 1993.
- /SUG 93c/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Orui, S., von Riesemann, W., Bickel, D., Parks, M.: Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force. Nuclear Engineering and Design, 140(3):373–385, 1993.
- /SWA 82/ Swarztrauber, P. N.: Vectorizing the FFTs. Parallel Computations (G. Rodrigue, ed.), Seiten 51–83, 1982.

- /THA 15/ Thai, D.-K., Kim, S.-E.: Safety assessment of a nuclear power plant building subjected to an aircraft crash. Nuclear Engineering and Design, 293:38–52, 2015.
- /THI 16/ Thiagarajan, G., Williamson, E.: Analytical and Finite Element Concrete Material Models - Comparison of Blast Response Analysis of One Way Slabs with Experimental Data. Technischer Bericht, American Concrete Institute, März 2016.
- /USA 65/ USAF: Illustrated Parts Breakdown - J79-11A Turbojet Engines. USAF, GEI 67874. Aufl., Februar 1965.
- /VDO 19/ van Dorsselaer, N., Legaud, T., Lapoujade, V., Richard, B.: IRIS 3 Program: Study of the Vibrations Induced by a Missile Impact on a Reinforced Concrete Structure. In: 12th European LS-DYNA Conference, 2019.
- /VEP 15/ Vepsä, A., Aatola, S., Calonius, C., Halonen, M.: Impact Testing of a Wall-Floor-Wall Reinforced Concrete Structure. In: Transactions of SMiRT-23, 2015.
- /VTT 12/ Hakola, I., Vepsä, A., Halonen, M.: Final report of Impact II Tests. Concrete Walls, Thickness of 150 mm. Technischer Bericht VTT-R-02319-11, VTT Technical Research Centre of Finland, 2012.
- /VTT 19a/ Calonius, K.: IMPACT III - combined bending and punching tests. Technischer Bericht RESEARCH REPORT VTT-R-07009-17, VTT Technical Research Centre of Finland, 2019.
- /VTT 19b/ Vepsä, A., Calonius, K.: IMPACT III - Vibration propagation and damping tests. Projektbericht, VTT-R-00311-19, 2019.
- /VTT 19c/ Calonius, K., Fedoroff, A.: IMPACT III - water-filled projectile tests. Technischer Bericht RESEARCH REPORT VTT-R-00265-19, VTT Technical Research Centre of Finland, März 2019.

- /VTT 19d/ Saarenheimo, A.: IMPACT III, vibration tests. Technischer Bericht, VTT-R-00417-19, 2019.
- /WER 14/ Werkle, H., Volarevic, J.: Modeling of Dynamic Soil-Structure-Interaction in the Three-Dimensional Finite Element Analysis of Buildings. In: Second European Conference on Earthquake Engineering and Seismology, Istanbul. August 2014.
- /WOL 88/ Wolf, J. P.: Soil-Structure-Interaction Analysis in Time Domain. Prentice-Hall, 1988.
- /WOL 96/ Wolf, J. P., Song, C.: Finite-Element Modelling of Unbounded Media. John Wiley & Sons, Chichester, 1996.
- /WOL 03/ Wolf, J. P.: The Scaled Boundary Finite Element Method. John Wiley & Sons, 2003.
- /WUY 12/ Wu, Y., Crawford, J. E., Magallanes, J. M.: Performance of LS-DYNA Concrete Constitutive Models. In: 12th International LS-DYNA Users Conference, Burbank. 2012.
- /WUY 14/ Wu, Y., Crawford, J. E., Lan, S., Magallanes, J.: Validation Studies for Concrete Constitutive Models with Blast Test Data. In: 13th International LS-DYNA Users Conference, Detroit. 2014.
- /WUY 15/ Wu, Y., Crawford, J. E.: Numerical Modeling of Concrete Using a Partially Associative Plasticity Model. Journal of Engineering Mechanics, 141(12), 2015.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Form der Zusammenarbeit im Verbundvorhaben SimSEB.....	5
Abb. 4.1	Schematische Darstellung des Verlaufs der Versagensfunktion des K&C-Modells.....	19
Abb. 4.2	Verhalten der Betonmodelle bei hydrostatischer Kompression mit Entlastung.....	24
Abb. 4.3	Verhalten der Betonmodelle bei hydrostatischer Kompression und höheren hydrostatischen Drücken	25
Abb. 4.4	Eindimensionales Testmodell zur Simulation der Stoßwellenausbreitung	26
Abb. 4.5	Vergleich von berechneten Druckprofilen zu verschiedenen Partikelgeschwindigkeiten.....	26
Abb. 4.6	Vergleich von Versagensflächen des K&C-Modells und RHT-Modells für die betrachteten Parametersätze	27
Abb. 4.7	Verhalten verschiedener Betonmodelle bei der Simulation der Zylinderdruckfestigkeit	28
Abb. 4.8	Verhalten verschiedener Betonmodelle unter triaxialer Kompression mit 17,5 MPa Umschnürungsdruck	29
Abb. 4.9	Verhalten verschiedener Betonmodelle unter triaxialer Kompression mit 35 MPa Umschnürungsdruck	29
Abb. 4.10	Visualisierung von Betonschädigung bei Simulation von Kerbzugversuchen.....	30
Abb. 4.11	Verhalten verschiedener Betonmodelle bei Simulation eines Kerbzugversuches	31
Abb. 5.1	Skizzen verwendeter Projektiltypen in der L-Reihe (Zeichnungen von VTT)	34
Abb. 5.2	Vergleich von gemessenen und simulierten Stoßkräften in den Versuchen LFP3 und LFP6.....	36
Abb. 5.3	Vergleich von gemessenen und simulierten Impulsüberträgen in den Versuchen LFP3 und LFP6.....	36
Abb. 5.4	Hochgeschwindigkeitskameraaufnahmen des Projektils zu Aufprallbeginn und nach 9 ms in Versuch LFP3	37

Abb. 5.5	Hochgeschwindigkeitskameraaufnahmen und Simulationsergebnisse des Aufprallvorgangs 2 ms (Bilder links oben/unten) und 14 ms (Bilder rechts oben/unten) nach Aufprallbeginn in Versuch LFP6	37
Abb. 5.6	Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation der VTT L-Reihe	40
Abb. 5.7	Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L1 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA	41
Abb. 5.8	Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L6 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA	42
Abb. 5.9	Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L3 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA	43
Abb. 5.10	Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L4 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA	44
Abb. 5.11	Schadensbild auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatte in Versuch L7 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit LS-DYNA	45
Abb. 5.12	Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L1	47
Abb. 5.13	Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L6	48
Abb. 5.14	Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L3	49
Abb. 5.15	Anordnungen von Verschiebungsaufnehmern in den Versuchen L4/L5 (links) und L7 (rechts)	50
Abb. 5.16	Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L4	51
Abb. 5.17	Berechnete und gemessene Verschiebungen in Versuch L7	52
Abb. 5.18	Dehnungsverteilungen nach 6,5 ms auf den rückseitigen Bewehrungsstäben in einer AUTODYN-Rechnung zu L1/L6 (oben, links), LS-DYNA-Rechnung zu L1/L6 (oben, rechts), Versuch L1 (unten, links) und Versuch L6 (unten, rechts).....	54
Abb. 5.19	Maximale und permanente Dehnungen auf vertikalen Bewehrungsstäben entlang eines Fließgelenks in Versuch L6.....	55
Abb. 5.20	Maximale und permanente Dehnungen auf horizontalen Bewehrungsstäben entlang eines Fließgelenks in Versuch L6.....	55
Abb. 5.21	Maximale und permanente Dehnungen auf einem horizontalen Bewehrungsstab in Versuch L3	56
Abb. 5.22	Maximale und permanente Dehnungen auf einem vertikalen Bewehrungsstab in Versuch L3	56

Abb. 5.23	Maximale und permanente Dehnungen entlang einer Senkrechten zum Fließgelenk in Versuch L3.....	57
Abb. 5.24	Vergleich von Schädigungen der Frontseite in den Versuchen L6 (links) und L7 (rechts)	58
Abb. 5.25	Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L1 (Sensorpositionen siehe Abb. A.1).....	58
Abb. 5.26	Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L6 (Sensorpositionen siehe Abb. A.5).....	59
Abb. 5.27	Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L3 (Sensorpositionen siehe Abb. A.3).....	59
Abb. 5.28	Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L4 (Sensorpositionen siehe Abb. A.4).....	60
Abb. 5.29	Vergleich der Zeitverläufe gemessener Dehnungen und Verschiebungen an ausgewählten Positionen für Versuch L7 (Sensorpositionen siehe Abb. A.5).....	60
Abb. 5.30	Vergleich der rückseitigen Plattenschädigung in den Versuchen L1 (links) und L2 (rechts)	61
Abb. 5.31	Vergleich der rückseitigen Plattenschädigung in den Versuchen L3 (links) und L5 (rechts)	62
Abb. 5.32	Vergleich von Plattenverschiebungen in den Versuchen L1 und L2.....	63
Abb. 5.33	Maximale und permanente Dehnungen entlang einer Senkrechten zum Fließgelenk in den Versuchen L4 und L5	64
Abb. 5.34	Maximale und permanente Dehnungen auf einem Kreis in den Versuchen L4 und L5.....	64
Abb. 5.35	Erklärung von Symmetriebrüchen im Dehnungsverhalten durch azentrische Belastungen am Beispiel von Versuch L4	65
Abb. 5.36	Erklärung von Symmetriebrüchen im Dehnungsverhalten durch azentrische Belastungen am Beispiel von Versuch L5.....	66
Abb. 5.37	Schadensbilder der Plattenfront in Versuchen und Simulationen mit AUTODYN zu L8, L9 und L10.....	68

Abb. 5.38	Schadensbilder der Plattenrückseite in Versuchen und Simulationen mit AUTODYN zu L8, L9 und L10	69
Abb. 5.39	Gemessene Dehnungsverteilung nach 1 ms in den Versuchen L8 – L10	70
Abb. 5.40	Gemessene Dehnungsverteilung nach 2 ms in den Versuchen L8 – L10	71
Abb. 5.41	Gemessene Dehnungsverteilung nach 3 ms in den Versuchen L8 – L10	72
Abb. 5.42	Gemessene Dehnungsverteilung nach 4 ms in den Versuchen L8 – L10	73
Abb. 5.43	Gemessene Dehnungsverteilung nach 5 ms in den Versuchen L8 – L10	74
Abb. 5.44	Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L8.....	76
Abb. 5.45	Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L9.....	76
Abb. 5.46	Abschätzung des Eintrags von Wassermasse in Versuch L10.....	77
Abb. 6.1	In der VTT P-Reihe verwendeter Projektiltyp	79
Abb. 6.2	Schadensbilder der Plattenfrontseiten in den Versuchen P3, P4 und P12	82
Abb. 6.3	Schadensbilder der Plattenrückseiten in den Versuchen P3, P4 und P12	83
Abb. 6.4	Schadensbilder in vertikalen und horizontalen Plattenquerschnitten in den Versuchen P3, P4 und P12.....	84
Abb. 6.5	Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten des Projektils in den Versuchen P3, P4 und P12.....	85
Abb. 6.6	Schadensbilder auf der Plattenfrontseite in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2	86
Abb. 6.7	Schadensbilder auf der Plattenrückseite in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2	87
Abb. 6.8	Schadensbilder in vertikalen und horizontalen Plattenquerschnitten in den Versuchen IRIS P1, ITP1 und ITP2.....	88
Abb. 6.9	Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten in IRIS P1, ITP1 und ITP2.....	89

Abb. 6.10	Restgeschwindigkeiten nach einer Simulationsdauer von 30 ms	90
Abb. 6.11	Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+150 mm	91
Abb. 6.12	Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+100 mm	91
Abb. 6.13	Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H+50 mm	92
Abb. 6.14	Restgeschwindigkeiten bei Penetrationstiefen von H.....	92
Abb. 6.15	Verformungen der Projektile in IRIS P1, ITP1 und ITP2 in den Versuchen sowie den Simulationen	93
Abb. 6.16	Berechnete Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten in IP1 und IRIS P1	94
Abb. 6.17	Darstellung des Schadensparameters im Querschnitt während der ersten 16 ms bei der Simulation des VTT-Versuchs IP1	95
Abb. 6.18	Vergleich des Schadensparameters der Frontseite mit dem Schadensbild in VTT-Versuch IP1	96
Abb. 6.19	Vergleich des Schadensparameters der Rückseite mit dem Schadensbild in VTT-Versuch IP1	96
Abb. 6.20	Projektile der UKAEA-Versuche und des Meppener Hard Missile Tests.....	98
Abb. 6.21	Rechenmodelle zu den UKAEA-Versuchen und dem Meppener Versuch	98
Abb. 6.22	Schädigungsbild der Frontseite im Meppener Hard-Missile-Test	99
Abb. 6.23	Schädigungsbild der Rückseite im Meppener Hard-Missile-Test.....	100
Abb. 6.24	Schädigungsbilder der Querschnitte im Meppener Hard-Missile-Test....	100
Abb. 6.25	Vergleich von Schadensbildern auf Front- und Rückseite in LS- DYNA-Simulationen und den UKAEA-Versuchen M083 und M078.....	101
Abb. 6.26	Einfluss der Vernetzungseinheit auf Geschwindigkeitsverläufe des Projektiles in Simulationen zum UKAEA-Versuch M083 (Zeiten skaliert) sowie in Simulationen zum Meppener Hard-Missile-Versuch....	102
Abb. 6.27	Einfluss der Bruchdehnung des Bewehrungsstahls auf Geschwindigkeitsverläufe des Projektiles in Simulationen zum Meppener Hard-Missile-Test.....	103
Abb. 7.1	LS-DYNA Modell zur Simulation von Versuchen der X-Reihe	106

Abb. 7.2	Umsetzung der verschiedenen Biegelbewehrungstypen in Versuchen und Simulationsmodellen in der X-Reihe	107
Abb. 7.3	Vergleich numerischer Kontaktkräfte in Untersuchungen der VTT X-Reihe	107
Abb. 7.4	Projektiltyp A der VTT X-Reihe	108
Abb. 7.5	Projektiltyp C der VTT X-Reihe	108
Abb. 7.6	Projektiltyp B der VTT X-Reihe	109
Abb. 7.7	Anordnung von Verschiebungsaufnehmern (links) und betrachteten DMS (rechts) in den Untersuchungen der VTT X-Reihe.....	109
Abb. 7.8	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X5.....	111
Abb. 7.9	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X6.....	111
Abb. 7.10	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X7.....	112
Abb. 7.11	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X8.....	112
Abb. 7.12	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X9.....	113
Abb. 7.13	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X10.....	113
Abb. 7.14	Schadensbilder der Plattenquerschnitte in Versuch X12.....	114
Abb. 7.15	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X5	115
Abb. 7.16	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X6	116
Abb. 7.17	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X7	116
Abb. 7.18	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X8	117
Abb. 7.19	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X9	117
Abb. 7.20	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X10	118
Abb. 7.21	Vergleich von gemessenen und berechneten Verschiebungsprofilen zu VTT-Versuch X12	118

Abb. 8.1	Skizze des GE-J79 Stoßkörpers sowie Dimensionen des LED-Modells nach /SUG 93b/, Bemaßungen in mm	122
Abb. 8.2	Schnittbild des Stoßkörpermodells für ein Triebwerk des Typs GE-J79	122
Abb. 8.3	Kalibrierung der Massenverteilung für das Stoßkörpermodell für ein Triebwerk des Typs GE-J79	123
Abb. 8.4	Ergebnisse statischer Kompression der Projektile der Sugano-Versuche	124
Abb. 8.5	Ergebnisse Stoßkraft und Impulsübertrag in den Sugano-Versuchen	124
Abb. 8.6	Ergebnisse Geschwindigkeitsreduktion und Verformungszustand des Projektils in der Simulation zu Sugano-Versuch L4.....	125
Abb. 8.7	Rechenmodell für LS-DYNA zum Sugano-Großversuch L3	126
Abb. 8.8	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L1 auf der Frontseite	127
Abb. 8.9	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L1 auf der Rückseite.....	127
Abb. 8.10	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L2 auf der Frontseite	128
Abb. 8.11	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L2 auf der Rückseite.....	128
Abb. 8.12	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L3 auf der Frontseite	129
Abb. 8.13	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L3 auf der Rückseite.....	129
Abb. 8.14	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L4 auf der Frontseite	130
Abb. 8.15	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L4 auf der Rückseite.....	130
Abb. 8.16	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L5 auf der Frontseite	131
Abb. 8.17	Vergleich der Schadensbilder im Sugano-Großversuch L5 auf der Rückseite.....	131

Abb. 8.18	Vergleich der simulierten Schädigungen der horizontalen Querschnitte in den Sugano-Großversuchen L1 – L5	132
Abb. 9.1	Seiten- sowie frontale Ansicht (Frontplatte ausgeblendet) des Modells des IRIS-3-Versuchskörpers (Bemaßungen in mm).....	137
Abb. 9.2	Positionen der Verschiebungsaufnehmer des IRIS-3-Versuchskörpers.....	137
Abb. 9.3	Positionen der Beschleunigungsaufnehmer des IRIS-3-Versuchskörpers.....	138
Abb. 9.4	Positionen der Dehnmessstreifen auf Bewehrung (linker Teil) und Betonoberfläche (rechter Teil) des IRIS-3-Versuchskörpers	138
Abb. 9.5	Rechenmodell des IRIS-3-Versuchskörpers für LS-DYNA mit Abbildung des Bewehrungsstahls über Balkenelemente.....	139
Abb. 9.6	Details zur Modellierung der Befestigungen der Pseudokomponenten des IRIS-3-Versuchskörpers.....	140
Abb. 9.7	Abbildung der Randbedingung im Modell des IRIS-3-Versuchskörpers.....	140
Abb. 9.8	Simulation der nickenden Grundschiwingung des IRIS-3-Versuchskörpers.....	142
Abb. 9.9	Verformungen der Projektile nach den IRIS-3-Versuchen.....	144
Abb. 9.10	Vergleiche verschiedener für die IRIS-3-Versuche ermittelte LZF.....	145
Abb. 9.11	Rissbilder nach Versuch Va nahe der Verbindung von Front- und Bodenplatte (links), Frontplatte und Decke (mittig) sowie zentral auf Rückseite der Frontplatte (rechts).....	146
Abb. 9.12	Visualisierung der Rissbildung in der Simulation zu IRIS-3 Va.....	146
Abb. 9.13	Rissbilder nach Versuch Vc nahe der Verbindung von Front- und Bodenplatte (links), Frontplatte und Decke (mittig) sowie zentral auf Rückseite der Frontplatte (rechts).....	147
Abb. 9.14	Visualisierung der Rissbildung in der Simulation zu IRIS-3 Vc.....	147
Abb. 9.15	Positionen mit plastischer Verformung der Bewehrung nach der Simulation zum IRIS-3-Versuch Vc.....	148
Abb. 9.16	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G0H in den IRIS-3-Versuchen	149

Abb. 9.17	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G1V in den IRIS-3-Versuchen	149
Abb. 9.18	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G2V in den IRIS-3-Versuchen	149
Abb. 9.19	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G3V in den IRIS-3-Versuchen	150
Abb. 9.20	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G4V in den IRIS-3-Versuchen	150
Abb. 9.21	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G5V in den IRIS-3-Versuchen Vc und Vd...	151
Abb. 9.22	Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen der Bewehrung an der Position von Sensor G6V in den IRIS-3-Versuchen Vc und Vd...	151
Abb. 9.23	Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (vorne links) in den IRIS-3-Versuchen	152
Abb. 9.24	Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (vorne rechts) in den IRIS-3-Versuchen.....	153
Abb. 9.25	Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (hinten links) in den IRIS-3-Versuchen	153
Abb. 9.26	Vergleich gemessener und simulierter Auflagerkräfte (hinten rechts) in den IRIS-3-Versuchen.....	154
Abb. 9.27	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D01 (zentral auf Frontwand)	155
Abb. 9.28	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D7	156
Abb. 9.29	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D9 (auf Höhe der Ankerplatte der verschraubten Komponente)	157
Abb. 9.30	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D9' (auf Höhe der Ankerplatte der verschweißten Komponente)	157
Abb. 9.31	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D10'	159
Abb. 9.32	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D10	159

Abb. 9.33	Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Va.....	161
Abb. 9.34	Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vb.....	161
Abb. 9.35	Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vc.....	162
Abb. 9.36	Analysen von Beschleunigungen an Position von Sensor A7H zu IRIS-3-Versuch Vd.....	162
Abb. 9.37	Zeitverläufe über 1000 ms von Verschiebungen an der Position von Sensor D7 in den IRIS-3-Versuchen.....	164
Abb. 9.38	Vergleich von Dämpfungsverhältnissen an der Position des Sensors D7 der IRIS-3-Versuche.....	165
Abb. 9.39	Vergleich von Dämpfungsverhältnissen an der Position des Sensors D9b der IRIS-3-Versuche.....	166
Abb. 9.40	Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS1 in den IRIS-3-Versuchen	167
Abb. 9.41	Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS2 in den IRIS-3-Versuchen	168
Abb. 9.42	Vergleich von gemessenen und simulierten Betondehnungen an der Position von Sensor GS3 in den IRIS-3-Versuchen	168
Abb. 9.43	Einfluss der Wahl des Materialmodells für Beton auf Verschiebungen des IRIS-3-Versuchskörpers an den Positionen D01 und D7	170
Abb. 9.44	Einfluss der Gravitation auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen	171
Abb. 9.45	Einfluss der Gravitation auf vertikale Verschiebungen der Pseudokomponenten in IRIS-3-Versuch Va.....	171
Abb. 9.46	Einfluss der Kopplung von Stahl und Beton auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen.....	172
Abb. 9.47	Einfluss der Hourglass-Dämpfung auf Verschiebungen bei der Simulation der IRIS-3-Versuche in der Blind-Phase.....	173
Abb. 9.48	Einfluss der Hourglass-Dämpfung auf Verschiebungen bei der Simulation der IRIS-3-Versuche in der Post-Phase.....	173

Abb. 9.49	Einfluss der Lastaufbringung und der LTF auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen	174
Abb. 9.50	Einfluss der LTF auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Vc an ausgewählten Sensorpositionen	174
Abb. 9.51	Einfluss der Lastaufbringung auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen	175
Abb. 9.52	Variation der Abbildung der Randbedingung im IRIS-3-Rechenmodell ..	175
Abb. 9.53	Einfluss der Randbedingung auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Va an ausgewählten Sensorpositionen	176
Abb. 9.54	Horizontale Verschiebungen im unteren Bereich bei Variation der Randbedingung	177
Abb. 9.55	Vertikale Verschiebungen im unteren Bereich bei Variation der Randbedingung	178
Abb. 9.56	Einfluss der Abbildung der Randbedingung der Blind-Phase auf horizontale Verschiebungen in IRIS-3-Versuch Vc an ausgewählten Sensorpositionen	178
Abb. 10.1	Ansicht des Versuchskörpers im Rechenmodell für LS-DYNA und in VTT-Versuch V1	181
Abb. 10.2	Bewehrungsanordnung in VTT-Versuch V1	182
Abb. 10.3	Rückseitige Lagerbedingung in VTT-Versuch V1	182
Abb. 10.4	Lagerbedingung der oberen Kante der Frontseite in VTT-Versuch V1 ...	183
Abb. 10.5	Berechnete und gemessene Verschiebungen in VTT-Versuch V1	183
Abb. 10.6	Ansicht des Rechenmodells für LS-DYNA zu VTT-Versuch V3 (Maße in mm)	185
Abb. 10.7	Details der Modellierung der Fixierung in VTT-Versuch V3	186
Abb. 10.8	Positionen von Verschiebungsaufnehmern in VTT-Versuch V3	186
Abb. 10.9	Positionen von DMS auf der Bewehrung und Beschleunigungsaufnehmern in VTT-Versuch V3	187
Abb. 10.10	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D4 für VTT-Versuch V3	188

Abb. 10.11	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D2 für VTT-Versuch V3	188
Abb. 10.12	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Positionen von D1 und D12 für VTT-Versuch V3.....	189
Abb. 10.13	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Positionen von D3 und D11 für VTT-Versuch V3.....	189
Abb. 10.14	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D5 für VTT-Versuch V3	189
Abb. 10.15	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D6 für VTT-Versuch V3	189
Abb. 10.16	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D7 für VTT-Versuch V3	190
Abb. 10.17	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D8 für VTT-Versuch V3	190
Abb. 10.18	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D9 für VTT-Versuch V3	190
Abb. 10.19	Berechnete und gemessene Verschiebungen an Position von D10 für VTT-Versuch V3	191
Abb. 10.20	Rissbilder auf Rückseite der Frontwand nach VTT Versuch V3 in der Simulation (links) und im Versuch (rechts).....	191
Abb. 10.21	Rissbilder auf Frontseite der Frontwand nach VTT-Versuch V3 in der Simulation (links) und im Versuch (rechts).....	192
Abb. 10.22	Einfluss der Abbildung der Randbedingung auf die berechneten Verschiebungen in VTT-Versuch V3.....	195
Abb. 10.23	Risse des Vergussmaterials um die Verankerung nach VTT-Versuch V3.....	195
Abb. 11.1	Ansichten des Konvoi-Modells für FLAB-Simulationen	198
Abb. 11.2	Verschiedene Schnitte des Konvoi-Modells für FLAB-Simulationen.....	199
Abb. 11.3	Modelldetails zur Berücksichtigung von BBI und zur Lagerung des SHB im Konvoi-Modell.....	199
Abb. 11.4	Detailansicht der Bewehrungsmodellierung im Aufprallbereich des Konvoi-Modells	201

Abb. 11.5	Schädigung des Betons im verfeinerten Bereich im Konvoi-Modell infolge FLAB (Außenseite-Bild oben, Innenseite-Bild unten).....	202
Abb. 11.6	Vergleich verschiedener Kopplungsvarianten eines verfeinerten Bereiches mit dem äußeren Bereich am Beispiel eines Balkens.....	203
Abb. 11.7	Vergleich verschiedener Kopplungsvarianten eines verfeinerten Bereiches mit dem äußeren Bereich am Beispiel einer Stahlbetonplatte.....	203
Abb. 11.8	Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand eines Balkens mit linear-elastischem Materialverhalten	204
Abb. 11.9	Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand einer Platte mit linear-elastischem Materialverhalten.....	205
Abb. 11.10	Verschiebungs-Zeit-Verläufe bei verschiedenen Kopplungsoptionen anhand eines Aufprallversuches mit einer Stahlbetonplatte	205
Abb. 11.11	Details der Großkomponenten des Konvoi-Modells (nicht maßstäblich).....	206
Abb. 11.12	Vertikale Verschiebungen der Kuppel Spitze und der Armaturenkammer des Konvoi-Modells einschließlich der Dämpfungsphase.....	207
Abb. 11.13	Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der Kuppel Spitze (links) und der Armaturenkammer (rechts) für verschiedene Bodensteifigkeiten	207
Abb. 11.14	Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell an den Auflagerpunkten und höchsten Punkten der Dampferzeuger	209
Abb. 11.15	Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell auf der Spitze des Sicherheitsbehälters (links) und der Laufkatze des Portalkrans (rechts)	210
Abb. 11.16	Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der hinteren HKP	210
Abb. 11.17	Berechnete horizontale Verschiebungen für das Konvoi-Modell der vorderen HKP	211
Abb. 11.18	Berechnete Etagenantwortspektren an der Armaturenkammer.....	212
Abb. 11.19	Berechnete Etagenantwortspektren an der Läuferkatze des Portalkrans	212
Abb. 11.20	Berechnete Etagenantwortspektren im Deckelbereich des RDB.....	212

Abb. 11.21	Berechnete Etagenantwortspektren am Deckelbereich des Druckhalters	213
Abb. 11.22	Berechnete Etagenantwortspektren an der Lagerung des hinteren Dampferzeugers	213
Abb. 11.23	Berechnete Etagenantwortspektren an der Lagerung des vorderen Dampferzeugers	213
Abb. 11.24	Berechnete Etagenantwortspektren der vorderen Hauptkühlmittelpumpe	214
Abb. 11.25	Berechnete Etagenantwortspektren der hinteren Hauptkühlmittelpumpe	214
Abb. A.1	DMS-Positionen für Versuch L1	257
Abb. A.2	DMS-Positionen für Versuch L2	257
Abb. A.3	DMS-Positionen für Versuch L3	258
Abb. A.4	DMS-Positionen für die Versuche L4 und L5	258
Abb. A.5	DMS-Positionen für Versuch L6 – L10	259
Abb. A.6	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG01/SG02/SG12/SG13) für VTT-Versuch L1	261
Abb. A.7	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG04/SG06/SG07/SG09) für VTT-Versuch L1	262
Abb. A.8	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG14/SG20) für VTT-Versuch L1	262
Abb. A.9	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an DMS-Positionen entlang eines horizontalen Bewehrungstabes (SG03/SG04/SG05) für VTT-Versuch L1	263
Abb. A.10	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an DMS-Positionen entlang eines horizontalen Bewehrungstabes (SG08/SG09/SG10) für VTT-Versuch L1	263

Abb. A.11	Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an vertikal ausgerichteten DMS in Versuch L6.....	264
Abb. A.12	Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an horizontal ausgerichteten DMS in Versuch L6	265
Abb. A.13	Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an vertikal ausgerichteten DMS in Versuch L3.....	266
Abb. A.14	Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an horizontal ausgerichteten DMS in Versuch L3	267
Abb. A.15	Gemessene und simulierte Plattenverschiebungen in Versuch X5 an ausgewählten Sensorpositionen	268
Abb. A.16	Verschiebungen an der Position D01 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	269
Abb. A.17	Verschiebungen an der Position D02 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	270
Abb. A.18	Verschiebungen an der Position D03 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	271
Abb. A.19	Verschiebungen an der Position D04 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	272
Abb. A.20	Verschiebungen an der Position D05 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	273
Abb. A.21	Verschiebungen an der Position D06 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	274
Abb. A.22	Verschiebungen an der Position D07 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe	275
Abb. A.23	Simulierte und gemessene Dehnungen an Sensorposition B3 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe.....	276
Abb. A.24	Simulierte und gemessene Dehnungen an Sensorposition B8 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe.....	277
Abb. A.25	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D4H.....	278
Abb. A.26	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D6H.....	279
Abb. A.27	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D02 (seitlich auf Frontwand).....	279

Abb. A.28	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D03 (mittig auf Frontwand)	280
Abb. A.29	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D1 (Verbindung von Frontwand und Decke)	280
Abb. A.30	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D3 (Verbindung von Decke und Rückwand)	281
Abb. A.31	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D2	282
Abb. A.32	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D4V	283
Abb. A.33	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D6V	283
Abb. A.34	Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D5	284
Abb. A.35	Analyse von Beschleunigungen an Position von A10wV in Versuch Va	285
Abb. A.36	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10wV zu IRIS-3-Versuch Vb	285
Abb. A.37	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10Vw zu IRIS-3-Versuch Vc	286
Abb. A.38	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10wV zu IRIS-3-Versuch Vd	286
Abb. A.39	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Va	287
Abb. A.40	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vb	287
Abb. A.41	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vc	288
Abb. A.42	Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vd	288
Abb. A.43	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG01 für VTT-Versuch V3	289
Abb. A.44	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG02 für VTT-Versuch V3	289

Abb. A.45	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG03 für VTT-Versuch V3	289
Abb. A.46	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG04 für VTT-Versuch V3	290
Abb. A.47	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG05 für VTT-Versuch V3	290
Abb. A.48	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG06 für VTT-Versuch V3	290
Abb. A.49	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG07 für VTT-Versuch V3	291
Abb. A.50	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG08 für VTT-Versuch V3	291
Abb. A.51	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG09 für VTT-Versuch V3	291
Abb. A.52	Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG10 für VTT-Versuch V3	292
Abb. A.53	Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A1)	292
Abb. A.54	Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A2)	293
Abb. A.55	Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A3)	294
Abb. A.56	Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A4)	295
Abb. A.57	Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A5)	296

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Eingabeparameter des K&C-Modells	20
Tab. 4.2	Eingabeparameter des Winfrith-Modells	22
Tab. 5.1	Überblick über Versuche mit Kraftmesseinrichtungen	34
Tab. 5.2	Wesentliche Parameter der Versuche der L-Reihe	38
Tab. 5.3	Überblick über Betoneigenschaften in den Versuchen der L-Reihe	39
Tab. 6.1	Wesentliche Parameter ausgewählter Versuche der VTT P-Reihe	80
Tab. 6.2	Abschätzungen von ballistischer Grenzggeschwindigkeiten in der P-Reihe	80
Tab. 6.3	Überblick über wesentliche Parameter der UKAEA-Versuche und des Meppener Hard Missile Tests.....	97
Tab. 7.1	Wesentliche Versuchsparameter ausgewählter Versuche der X-Reihe	105
Tab. 8.1	Wesentliche Versuchsparameter ausgewählter Versuche von Sugano	121
Tab. 9.1	Eingabeparameter des Winfrith-Modells für die IRIS-3-Simulationen	140
Tab. 9.2	Eingabeparameter des Johnson-Cook-Modells für metallische Bestandteile des IRIS-3-Versuchskörpers	140
Tab. 9.3	Simulationsergebnisse der Modalanalyse des IRIS-3-Versuchskörpers.....	141
Tab. 9.4	Realisierte Parameter der Aufprallbelastung in den IRIS-3-Versuchen ..	143
Tab. 9.5	Verschiebungen der Frequenz der dominierenden Nick-Mode an der Position von Sensor A7H des IRIS-3-Versuchskörpers.....	163
Tab. 11.1	Geometrische Parameter und Höhenniveaus des Reaktorgebäudes	198
Tab. 11.2	Verwendete Bodenparameter gemäß /BAM 07/.....	200
Tab. A.1	DMS-Positionen in L-Reihe (Maße in mm, gesehen von Frontseite).....	260

Abkürzungsverzeichnis

A	Modellparameter des Johnson Cook Modells
B	Modellparameter des Johnson Cook Modells (Verfestigungsparameter)
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BBI	Boden-Bauwerk-Interaktion
CAD	Computer Aided Design
CRIEPI	Central Research Institute of the Electric Power Industry (Abiko, Japan)
CSCM	Continuous Surface Cap Model (Materialmodell für Beton)
CSNI	Committee for the Safety of Nuclear Installations
DE	Dampferzeuger
DH	Druckhalter
DIF	Faktor für dehnratenabhängiges Materialverhalten (Dynamic Increase Factor)
DMS	Dehnungsmessstreifen
E	Elastizitätsmodul
EdF	Électricité de France
EOS	Zustandsgleichung (Equation of State)
f_c	Druckfestigkeit von Beton
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Schnelle Fourier Transformation (Fast Fourier Transformation)
FLAB	Flugzeugabsturz
f_t	Zugfestigkeit von Beton
G	Schubmodul
GE	General Electric
G_f	Bruchenergie von Beton
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

HKP	Hauptkühlmittelpumpe
IMPACT	Internationales Forschungsprojekt mit Aufprallversuchen bei VTT
IRIS	Improving the Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (CSNI Aktivität)
K	Bulkmodulus
K&C-Modell	Karagozian&Case-Betonmodell
Kobori	Kobori Research Complex Inc. (Japan)
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
LED	Large Engine Deformable
LZF	Last-Zeit-Funktion
m_c	Masse des ausgeworfenen Betons
m_p	Masse des Projektils
MPA	Materialprüfungs- und Forschungsanstalt
n	Modellparameter des Johnson Cook Modells (Verfestigungsexponent)
ν	Poissonzahl
OECD-NEA	Nuclear Energy Agency der OECD
PA	Pseudobeschleunigungen für Antwortspektren
PD	Spektrale Verschiebungen für Antwortspektren
PML	Perfectly Matched Layer (Methode zur Vermeidung von Reflexionen an Modellgrenzen bei Rechnungen mit BBI)
PSD	Spektrale Leistungsdichte (Power Spectral Density)
PV	Pseudogeschwindigkeiten für Antwortspektren
RDB	Reaktordruckbehälter
RHT-Modell	Betonmodell von Riedel, Hiermaier und Thoma
ρ	Dichte
SHB	Sicherheitsbehälter
SimSEB	Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen

SMiRT	Structural Mechanics in Reactor Technology (int. Konferenzen)
SNL	Sandia National Laboratories (Albuquerque, USA)
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics (Partikelmethode)
σ_y	Fließgrenze
TU-KL	Technische Universität Kaiserslautern
UKAEA	United Kingdom Atomic Energy Agency
US-NRC	United States Nuclear Regulatory Commission
v_0	Aufprallgeschwindigkeit
v_{bl}	Ballistische Grenzgeschwindigkeit
VTT	Technical Research Centre of Finland Ltd.
v_r	Projektilrestgeschwindigkeit nach Perforation
WGIAGE	Working Group Integrity and Ageing of Components and Structures

A Anhang

A.1 Auswertungen von Dehnungen der VTT L-Reihe

A.1.1 Positionen von DMS

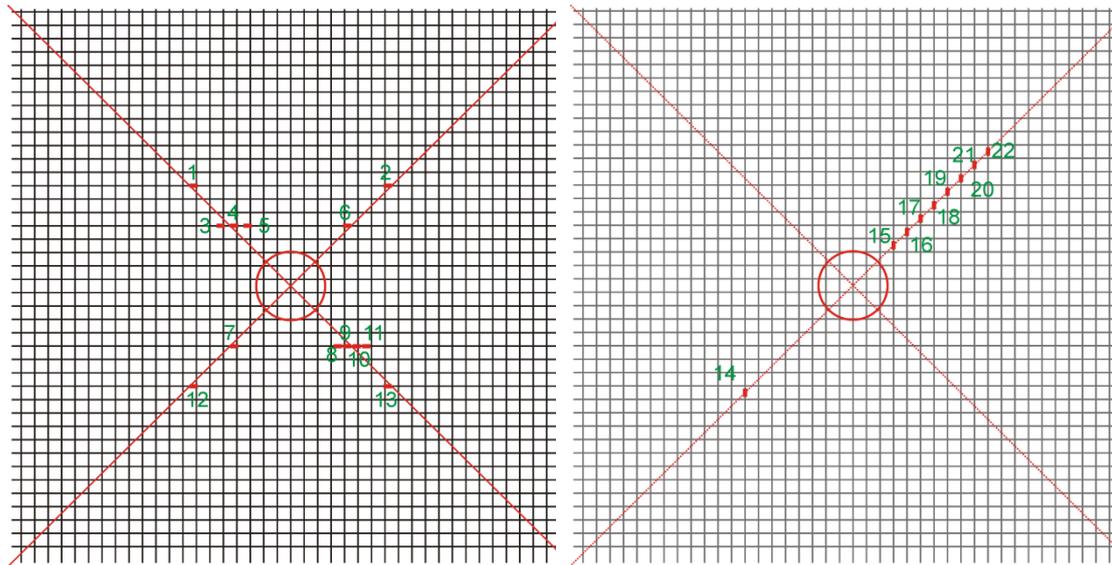


Abb. A.1 DMS-Positionen für Versuch L1

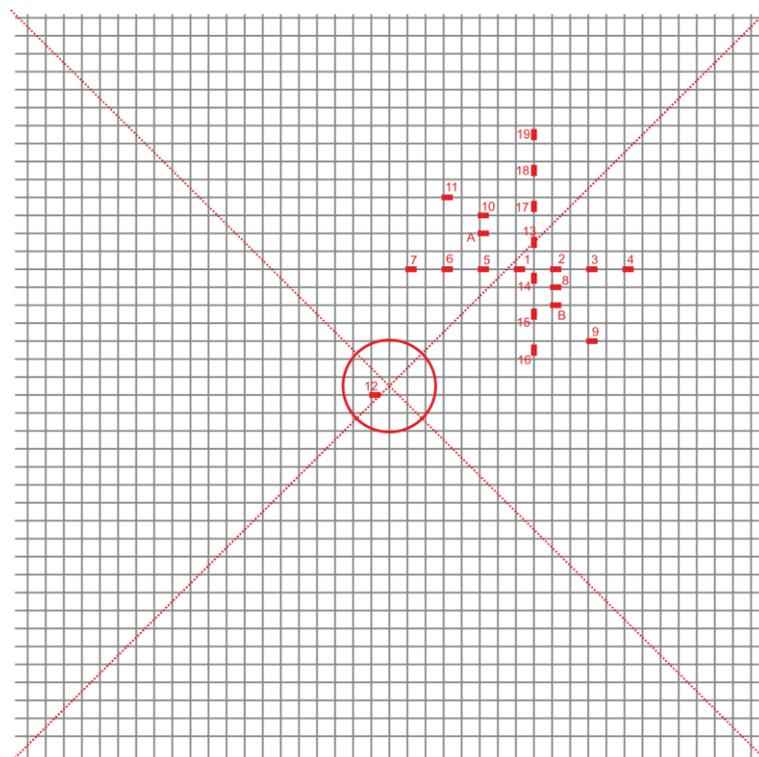


Abb. A.2 DMS-Positionen für Versuch L2

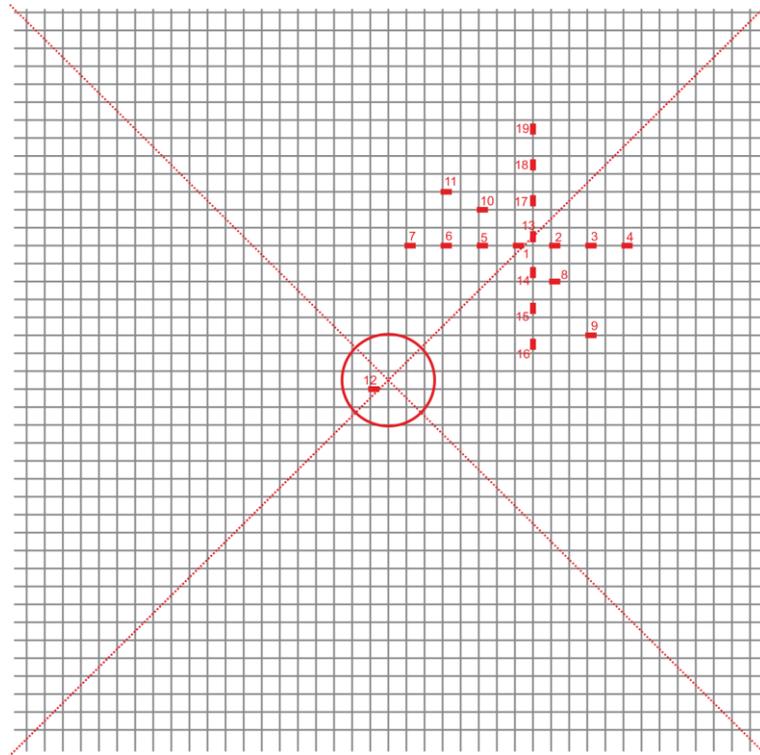


Abb. A.3 DMS-Positionen für Versuch L3

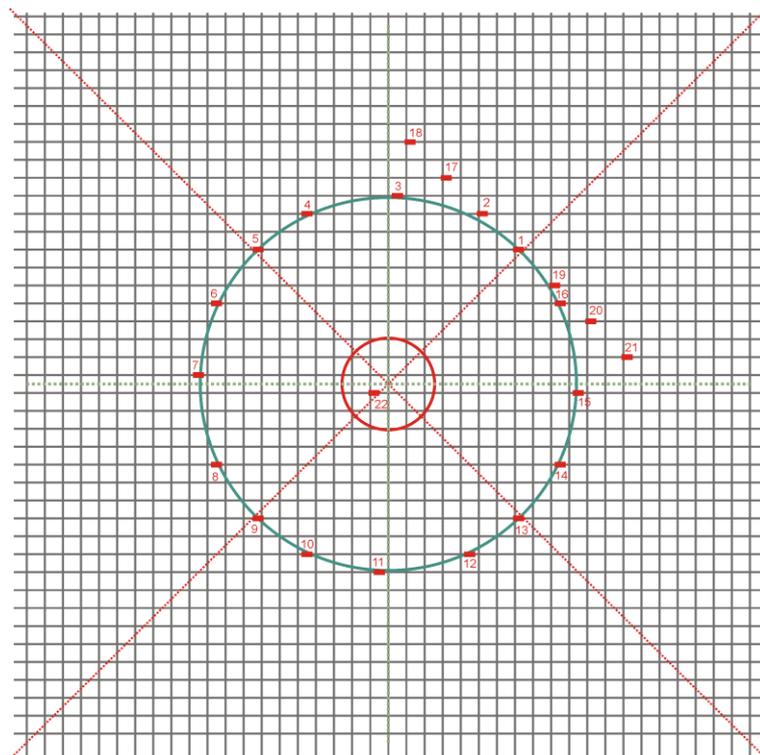


Abb. A.4 DMS-Positionen für die Versuche L4 und L5

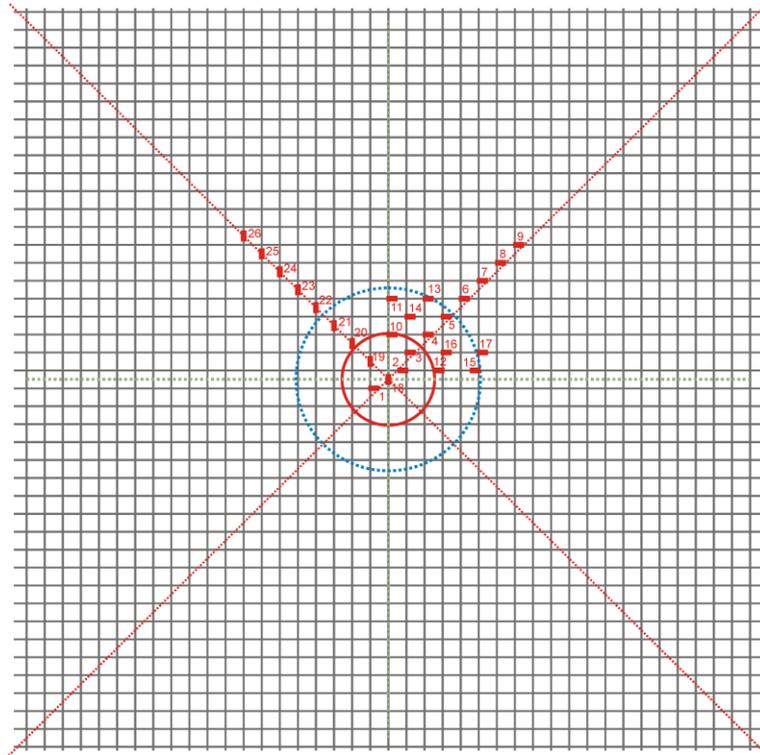


Abb. A.5 DMS-Positionen für Versuch L6 – L10

Tab. A.1 DMS-Positionen in L-Reihe (Maße in mm, gesehen von Frontseite)

Versuche	L1		L2		L3		L4&L5		L6-L10	
	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y
SG1	-360	375	360	325	360	375	360	375	-40	-25
SG2	360	375	460	325	460	375	260	475	40	25
SG3	-260	225	560	325	560	375	25	525	60	75
SG4	-210	225	660	325	660	375	-225	475	110	125
SG5	-160	225	260	325	260	375	-360	375	160	175
SG6	210	225	160	325	160	375	-475	225	210	225
SG7	-210	-225	60	325	60	375	-525	25	260	275
SG8	175	-225	460	275	460	275	-475	-225	310	325
SG9	210	-225	560	125	560	175	-360	-375	360	375
SG10	245	-225	260	475	260	475	-225	-475	10	125
SG11	280	-225	160	525	160	575	-25	-525	10	225
SG12	-360	-375	-40	-25	-40	-25	225	-475	140	25
SG13	360	-375	400	400	400	400	360	-375	110	225
SG14	-400	-400	400	300	400	300	475	-225	60	175
SG15	150	150	400	200	400	200	525	-25	240	25
SG16	200	200	400	100	400	100	475	225	160	75
SG17	250	250	400	500	400	500	160	575	260	75
SG18	300	300	400	600	400	600	60	675	0	0
SG19	350	350	400	700	400	700	460	275	-50	50
SG20/A	400	400	260	425	-	-	560	175	-100	100
SG21/B	450	450	460	225	-	-	660	75	-150	150
SG22	500	500	-	-	-	-	-40	-25	-200	200
SG23	-	-	-	-	-	-	-	-	-250	250
SG24	-	-	-	-	-	-	-	-	-300	300
SG25	-	-	-	-	-	-	-	-	-350	350
SG26	-	-	-	-	-	-	-	-	-400	400

A.1.2 Vergleich von berechneten und simulierten Dehnungen in VTT-Versuch L1

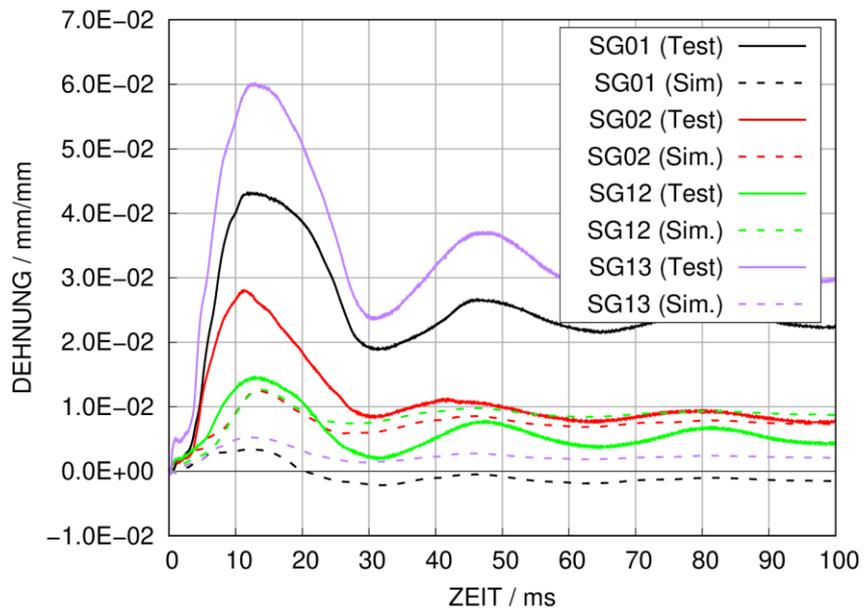


Abb. A.6 Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG01/SG02/SG12/SG13) für VTT-Versuch L1

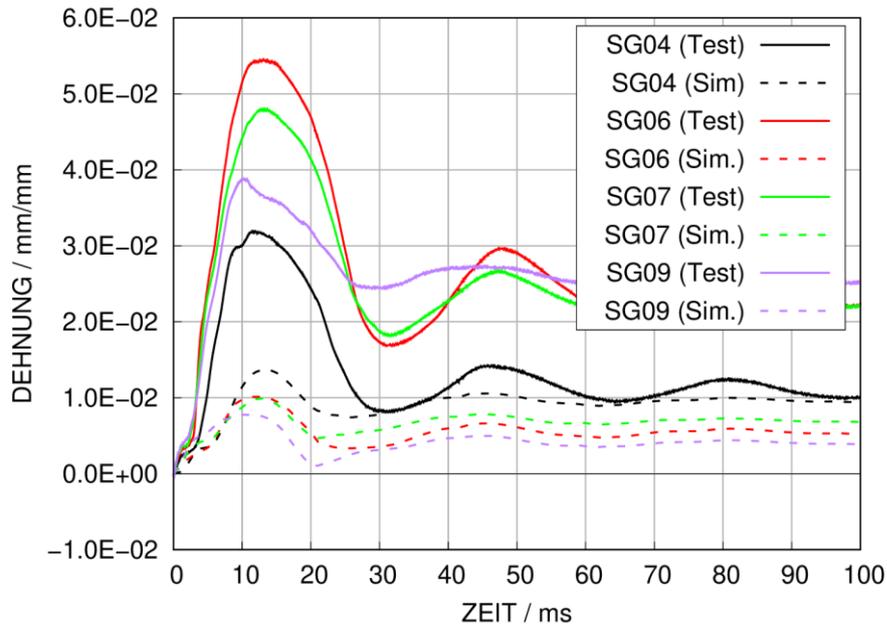


Abb. A.7 Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG04/SG06/SG07/SG09) für VTT-Versuch L1

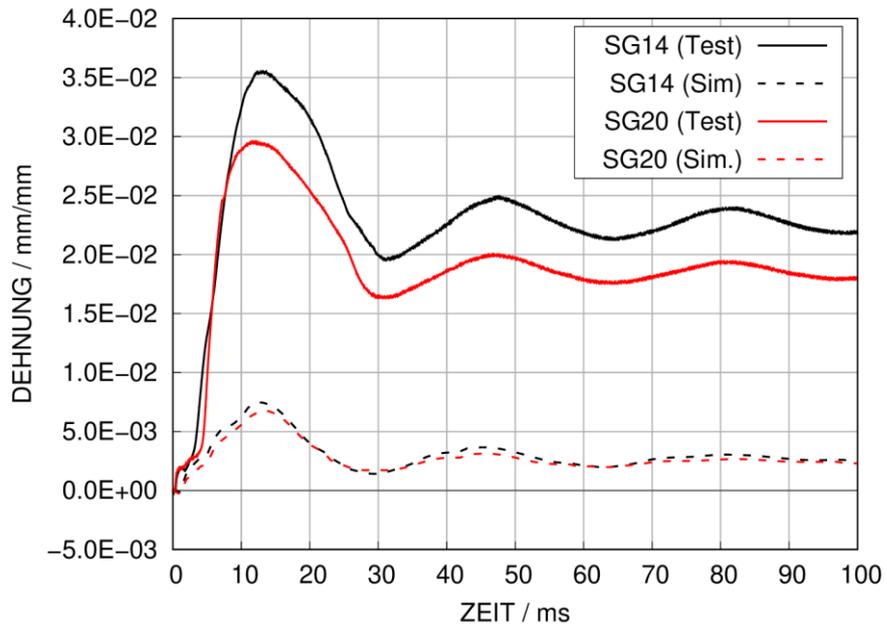


Abb. A.8 Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an symmetrisch angeordneten DMS-Positionen (SG14/SG20) für VTT-Versuch L1

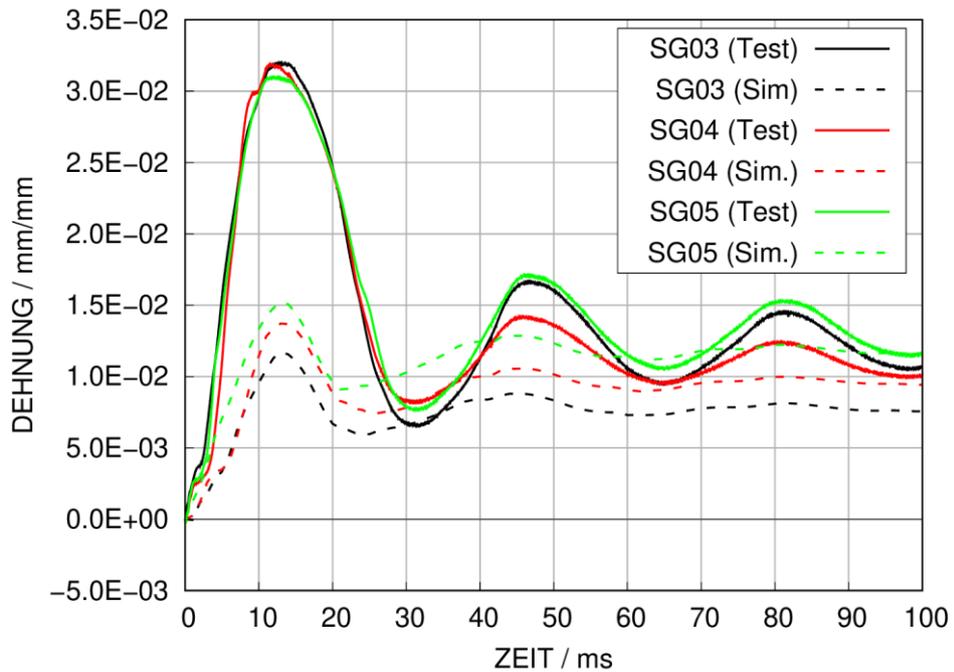


Abb. A.9 Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an DMS-Positionen entlang eines horizontalen Bewehrungstabes (SG03/SG04/SG05) für VTT-Versuch L1

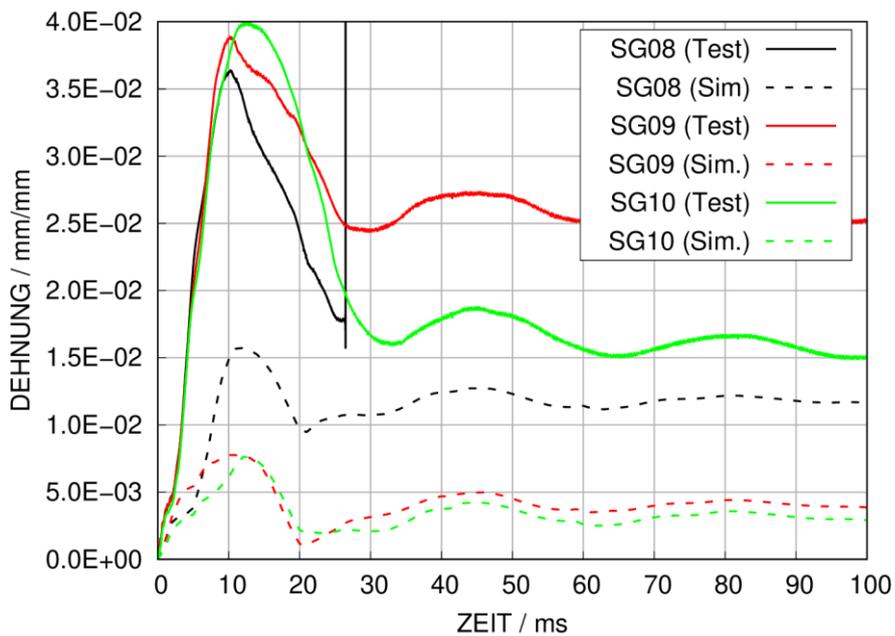


Abb. A.10 Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung an DMS-Positionen entlang eines horizontalen Bewehrungstabes (SG08/SG09/SG10) für VTT-Versuch L1

A.1.3 Vergleich von berechneten und simulierten Dehnungen in VTT Versuch L6

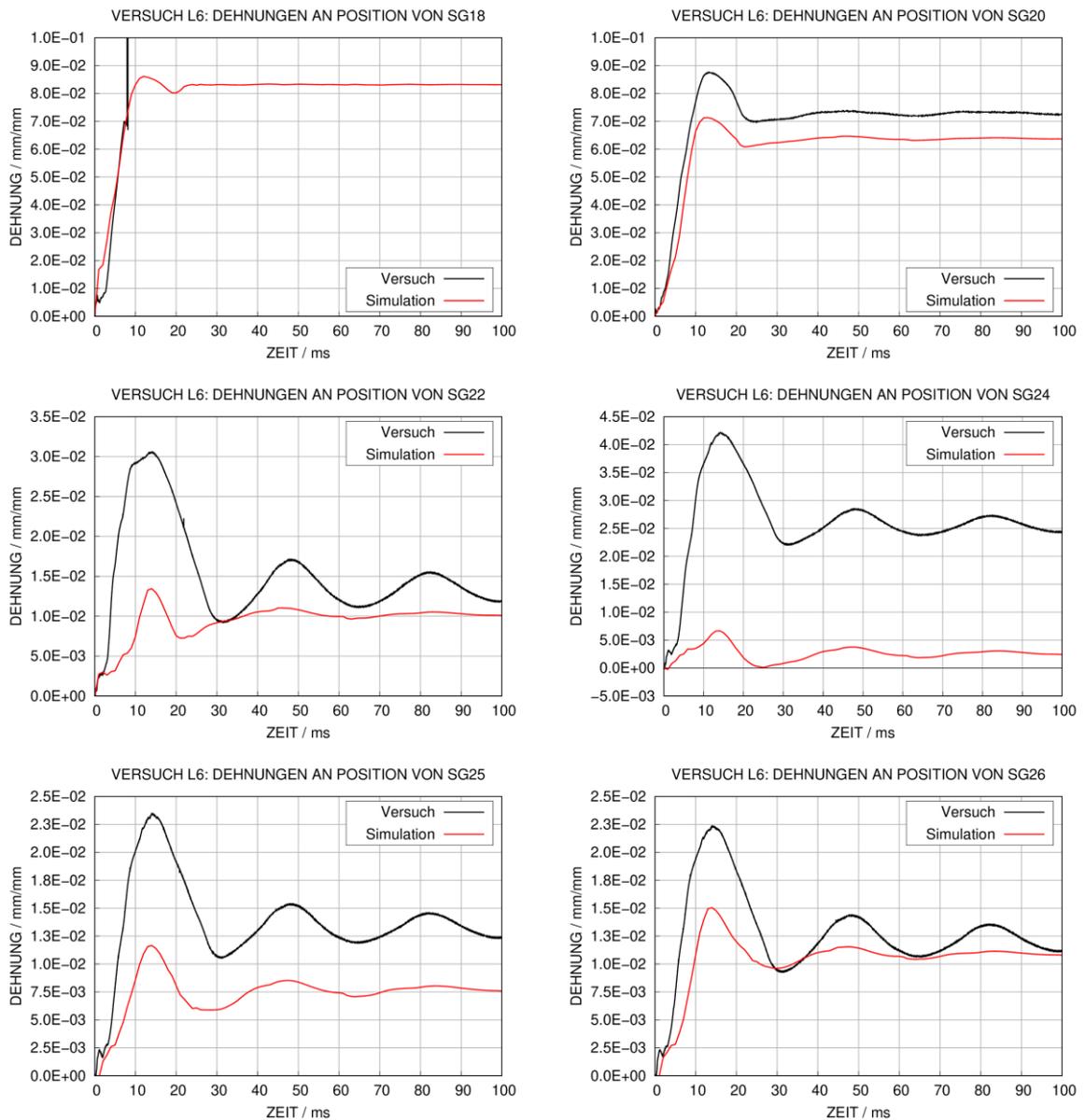


Abb. A.11 Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an vertikal ausgerichteten DMS in Versuch L6

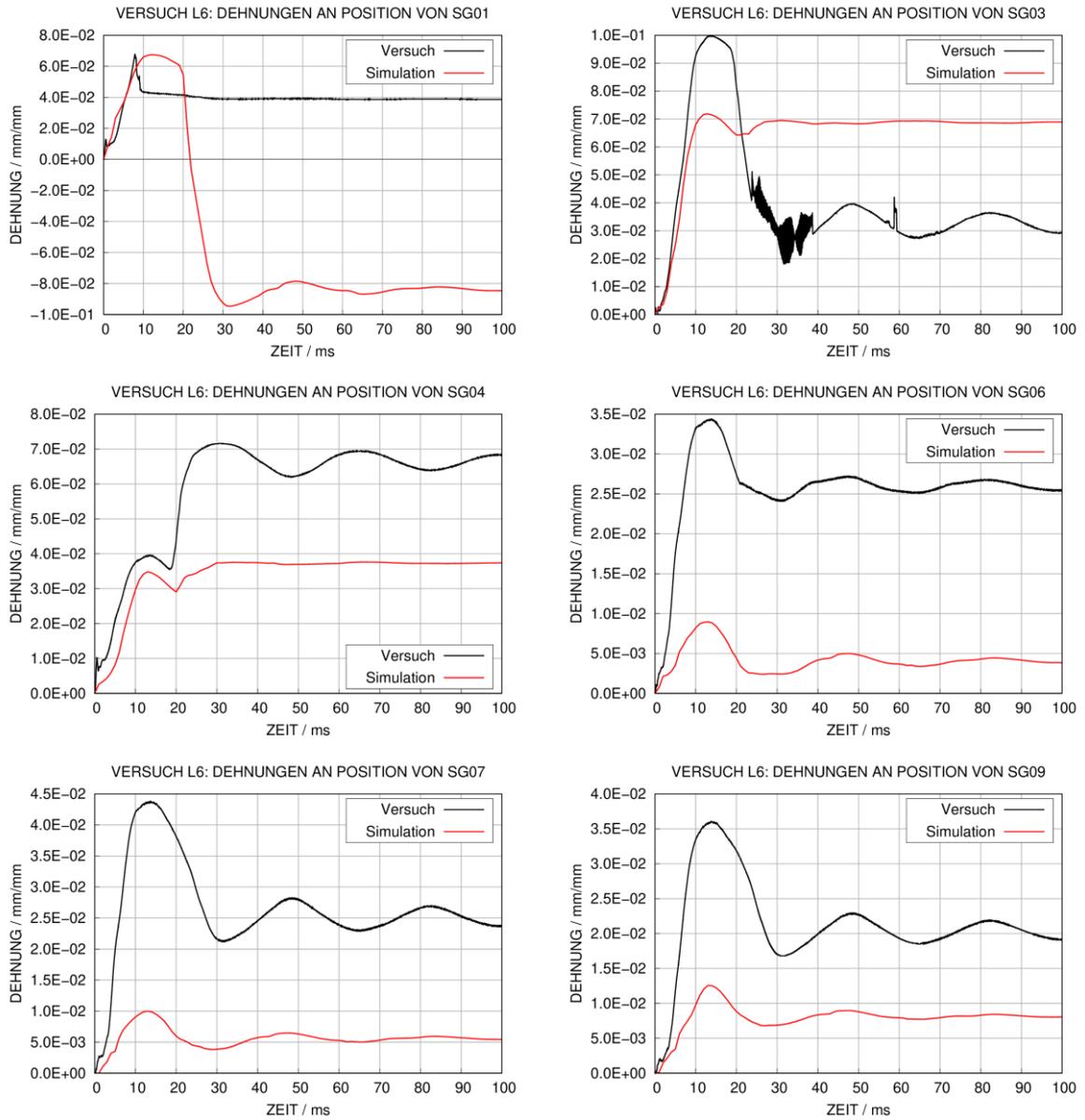


Abb. A.12 Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an horizontal ausgerichteten DMS in Versuch L6

A.1.4 Vergleich von berechneten und simulierten Dehnungen in VTT- Versuch L3

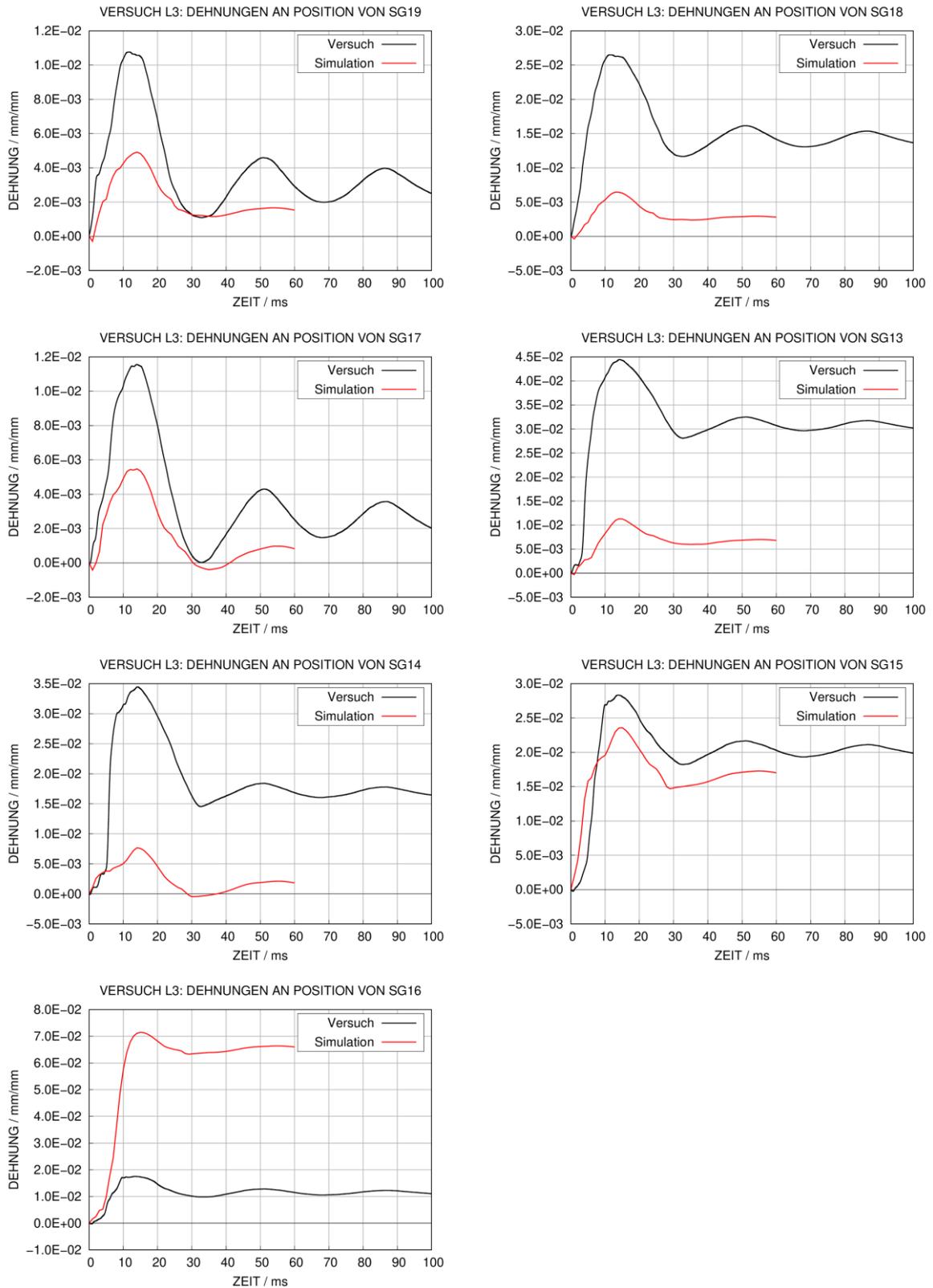


Abb. A.13 Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an vertikal ausgerichteten DMS in Versuch L3

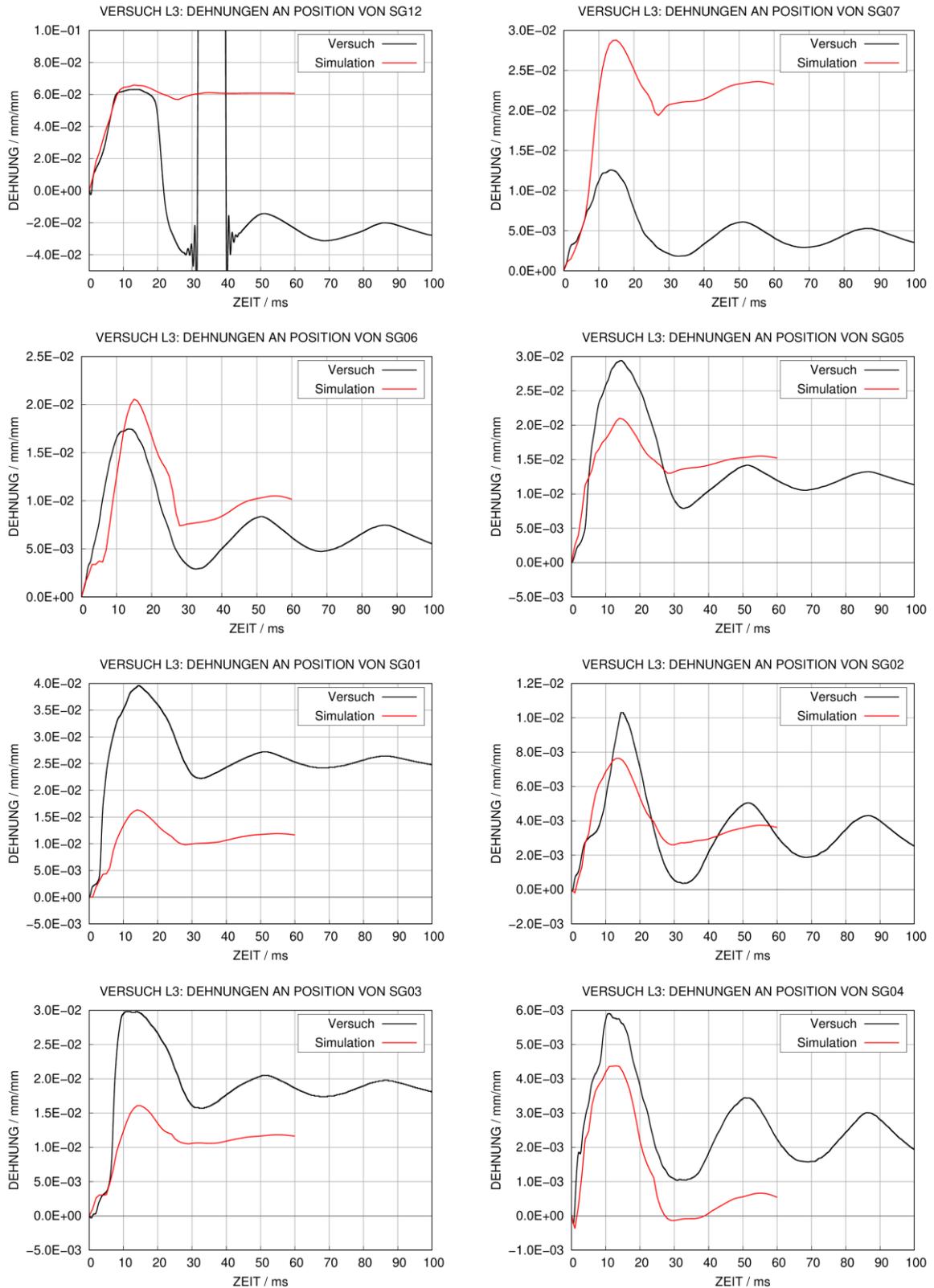


Abb. A.14 Vergleich von berechneten und gemessenen Dehnungsverläufen an horizontal ausgerichteten DMS in Versuch L3

A.2 Plattenverschiebungen in Versuchen der X-Reihe

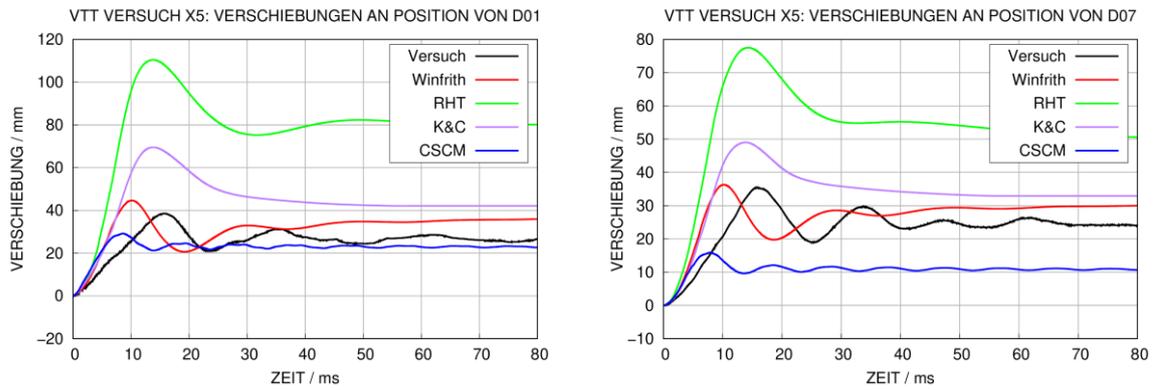


Abb. A.15 Gemessene und simulierte Plattenverschiebungen in Versuch X5 an ausgewählten Sensorpositionen

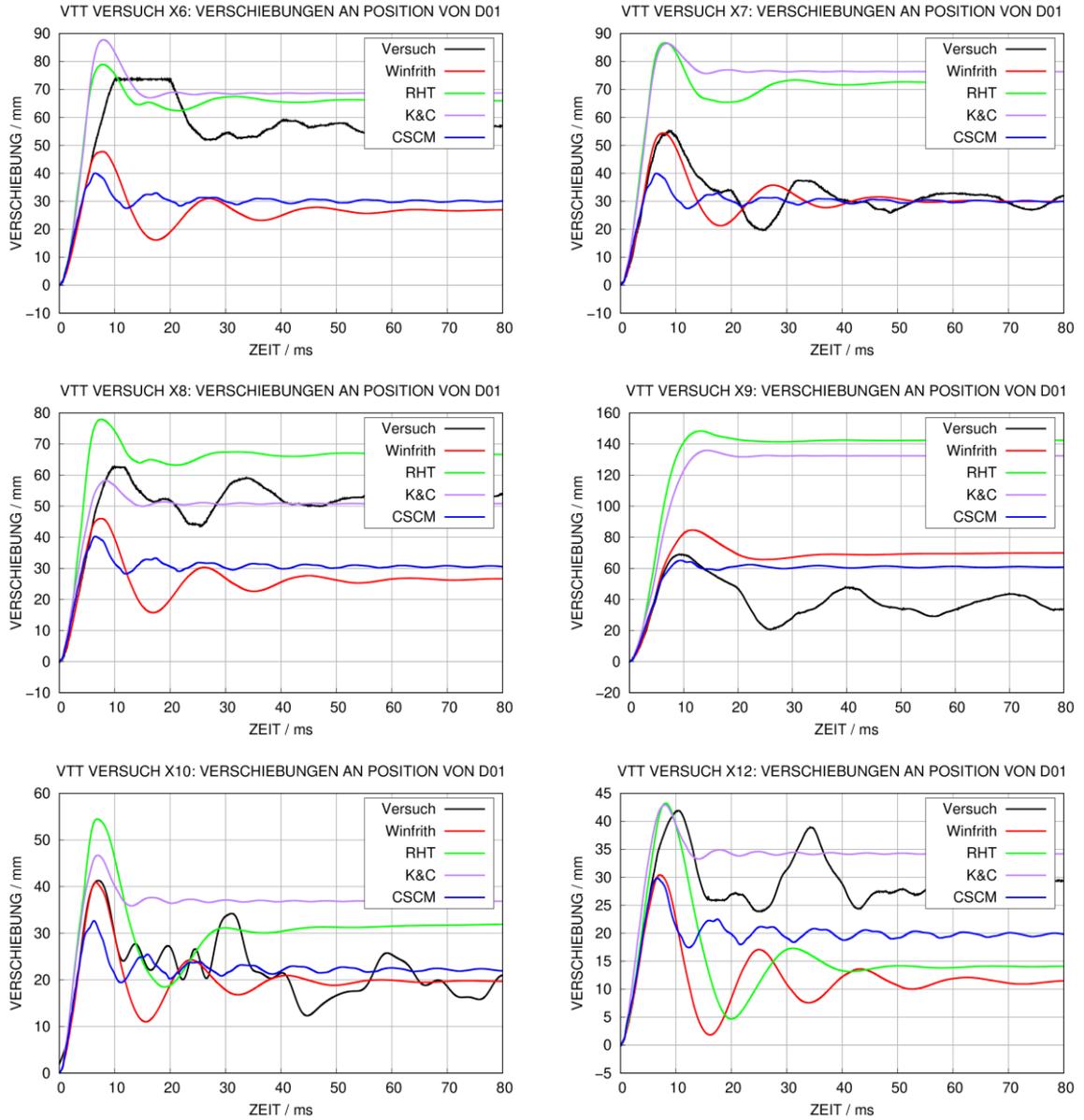


Abb. A.16 Verschiebungen an der Position D01 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

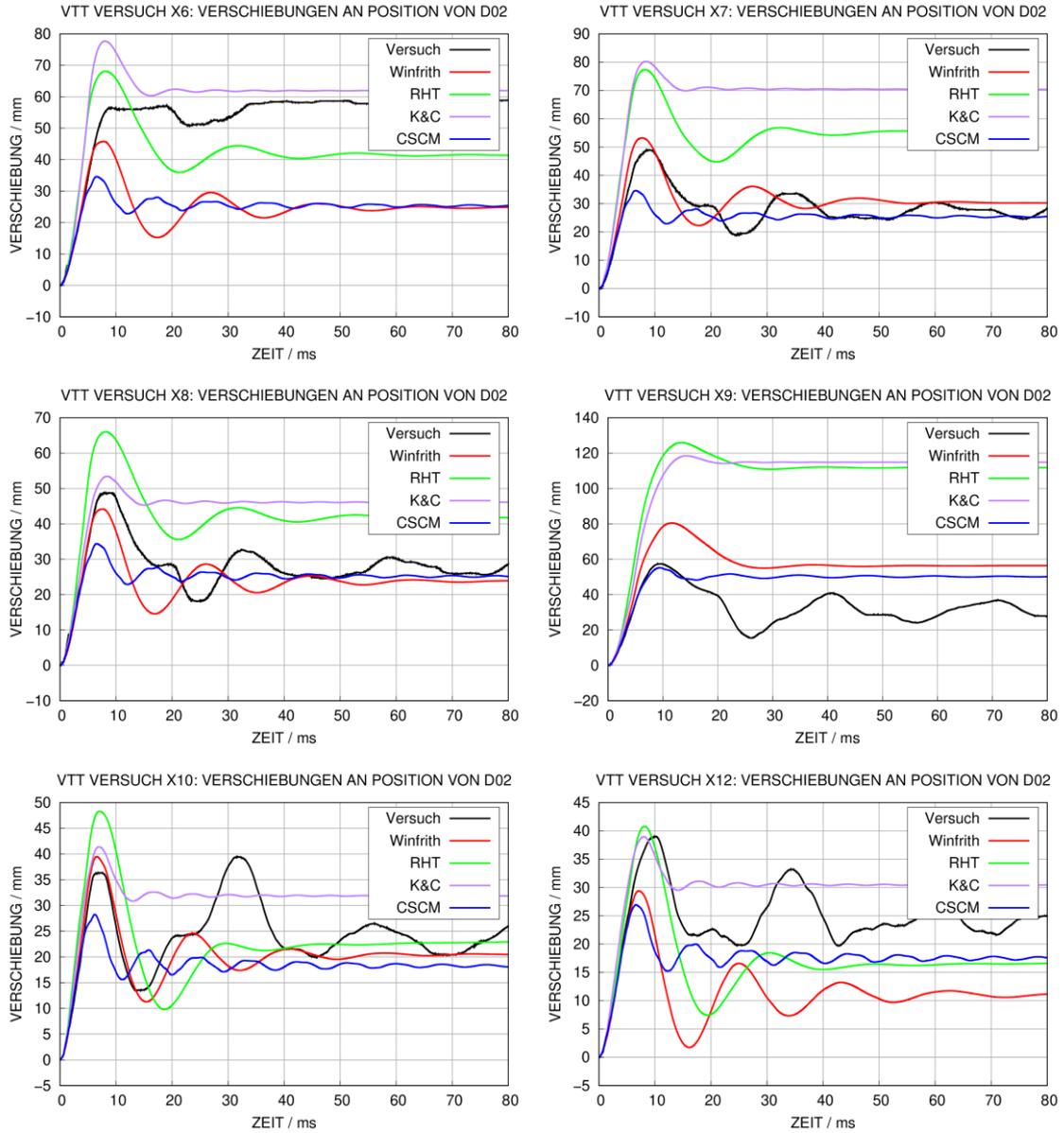


Abb. A.17 Verschiebungen an der Position D02 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

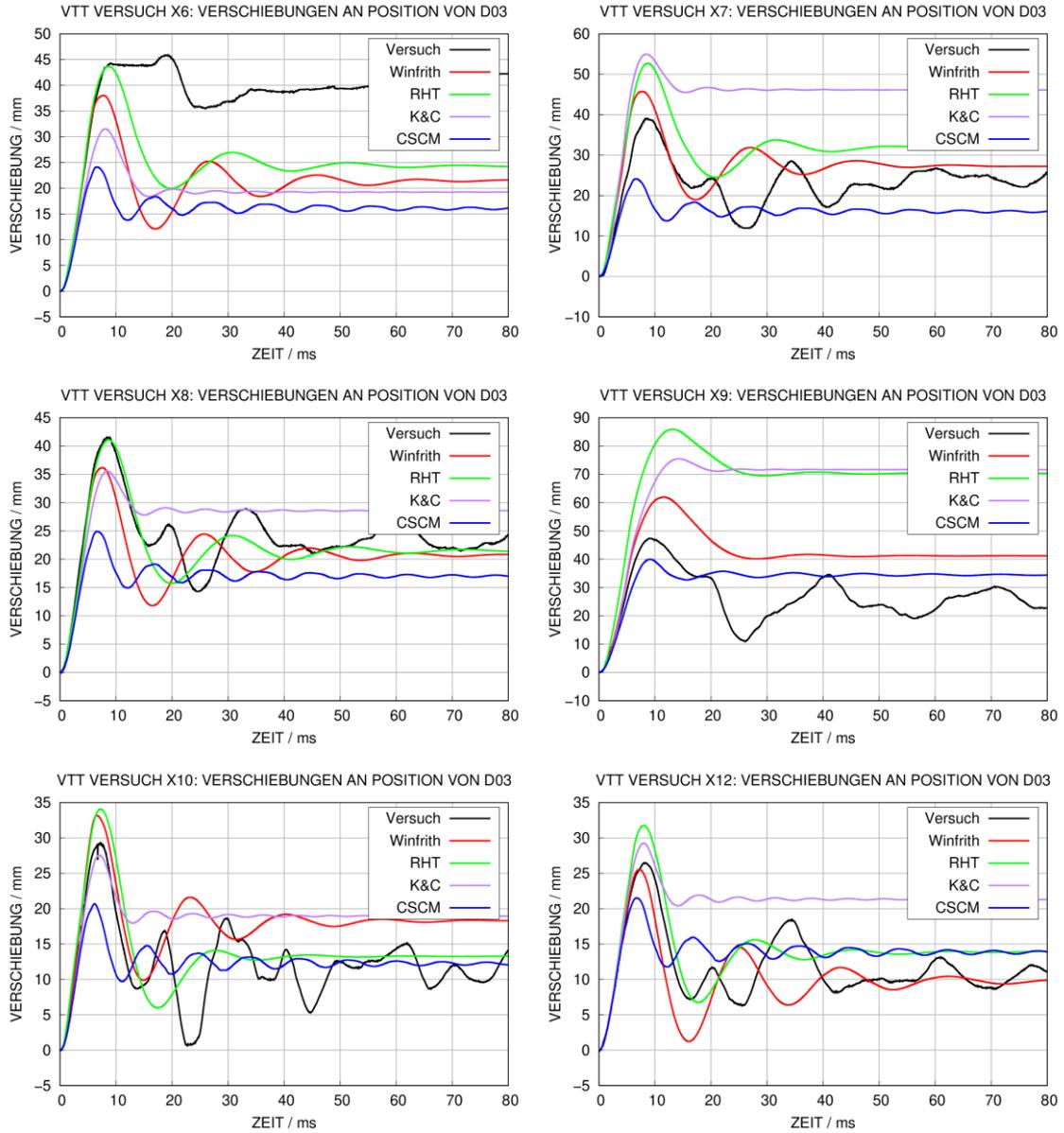


Abb. A.18 Verschiebungen an der Position D03 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

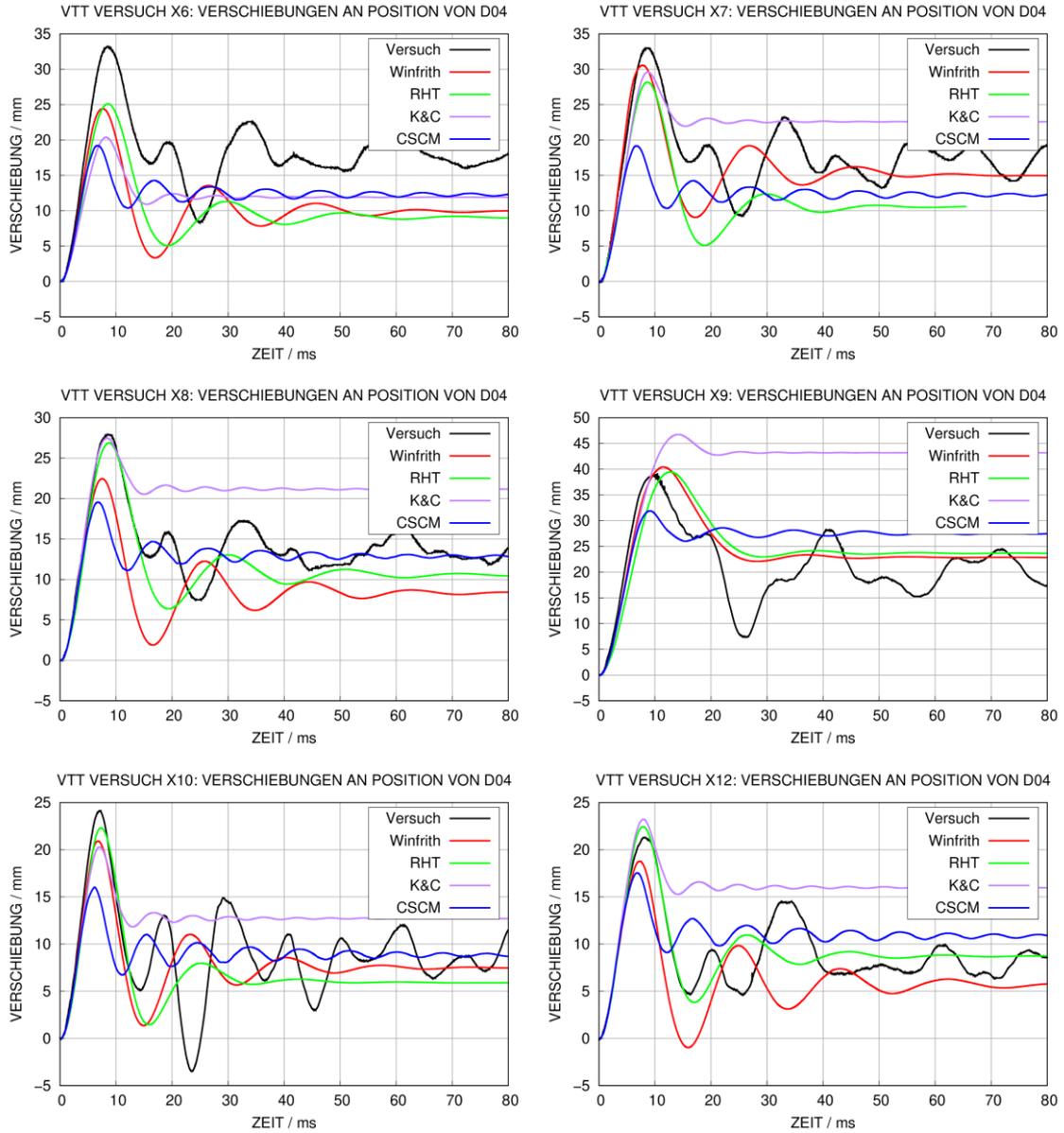


Abb. A.19 Verschiebungen an der Position D04 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

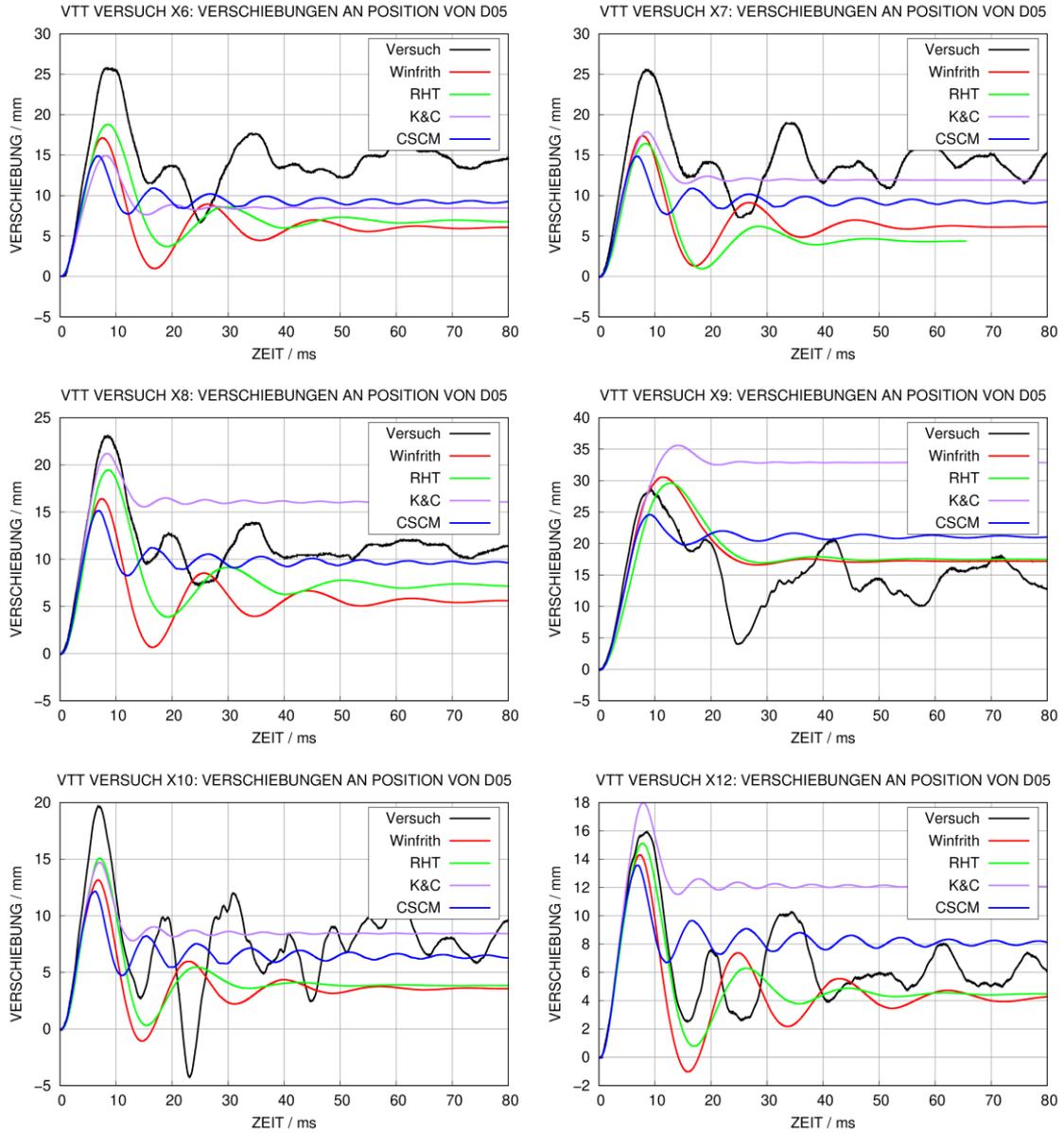


Abb. A.20 Verschiebungen an der Position D05 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

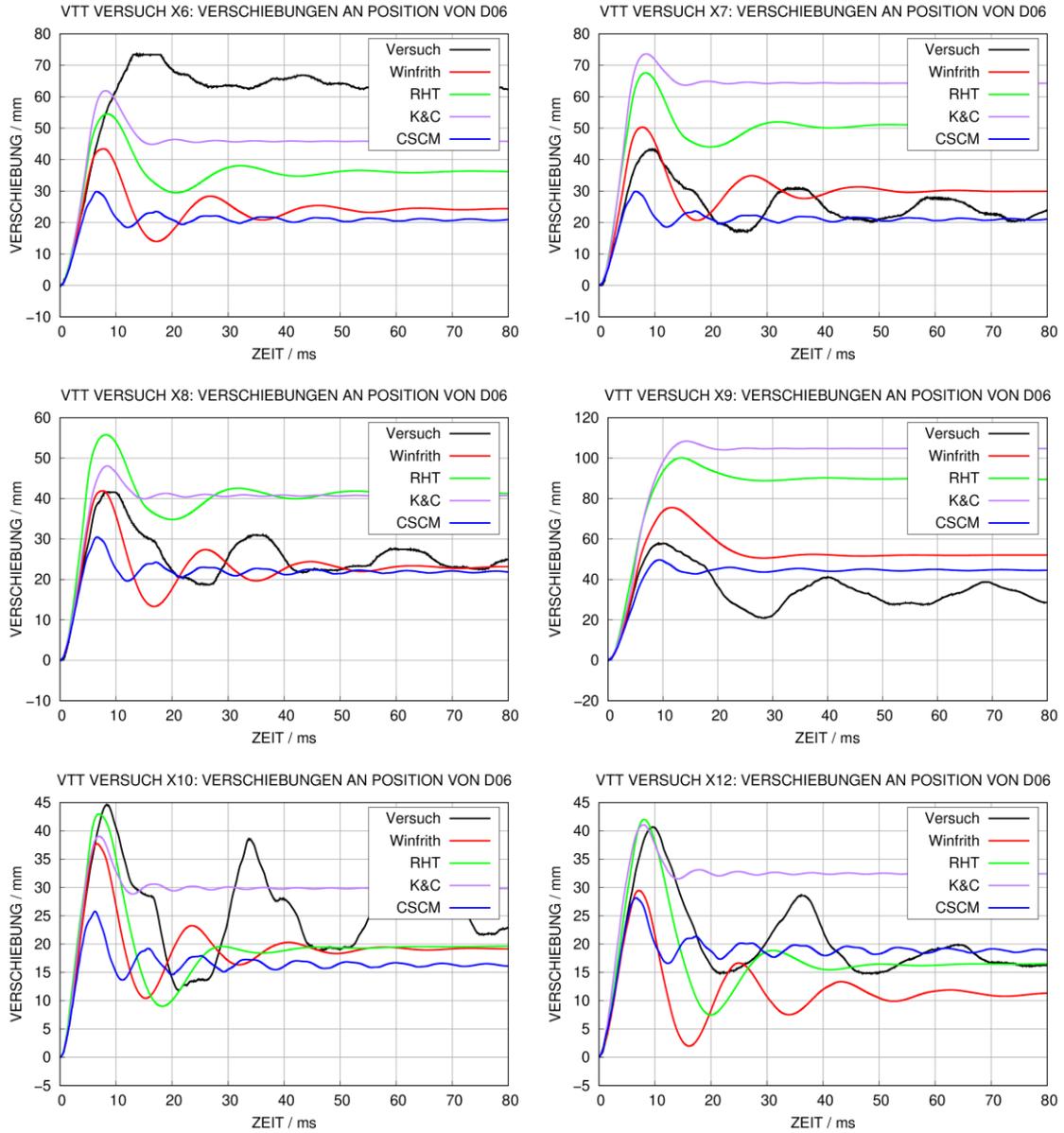


Abb. A.21 Verschiebungen an der Position D06 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

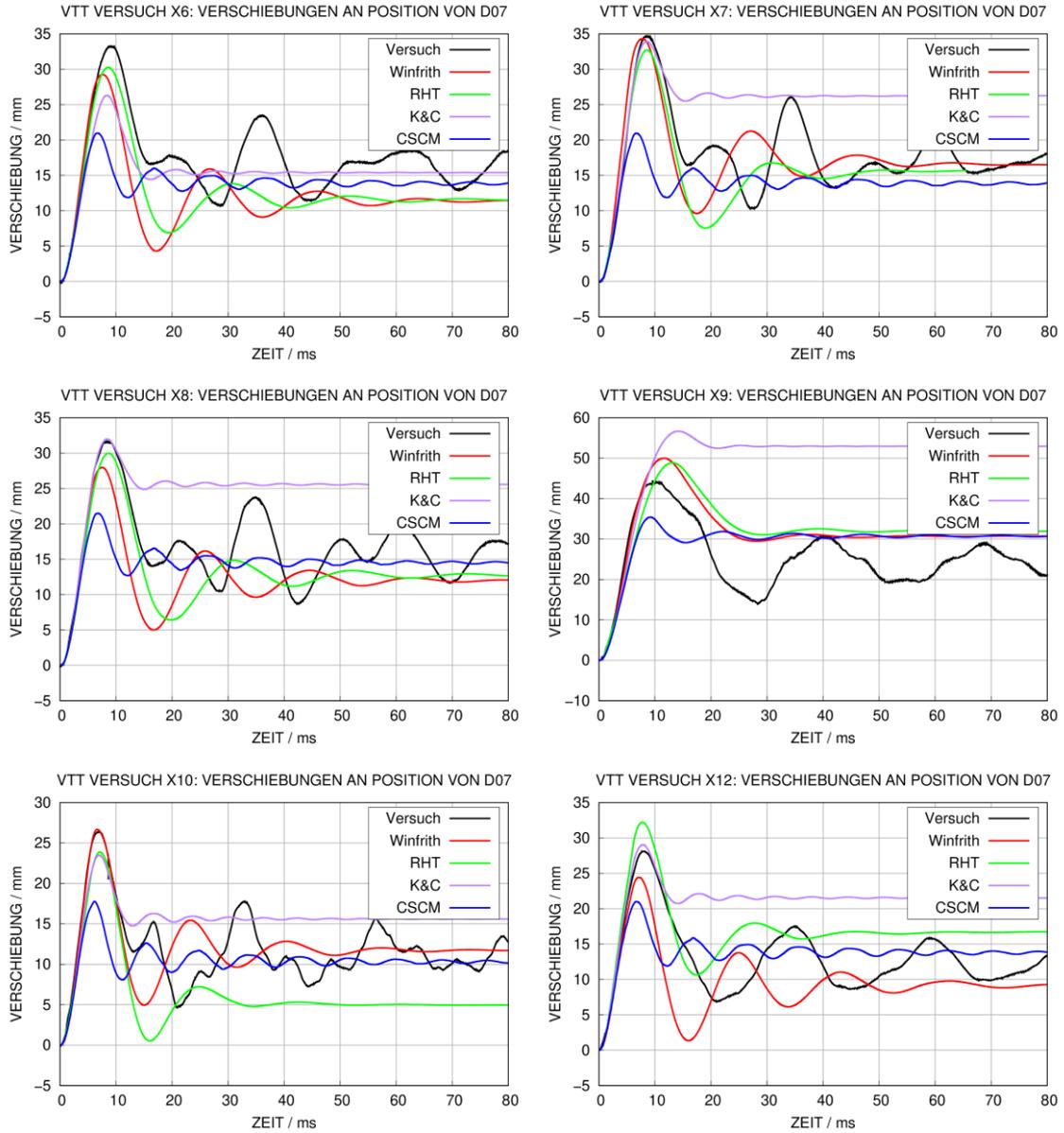


Abb. A.22 Verschiebungen an der Position D07 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

A.3 Dehnungen der Bewehrung in Versuchen der X-Reihe

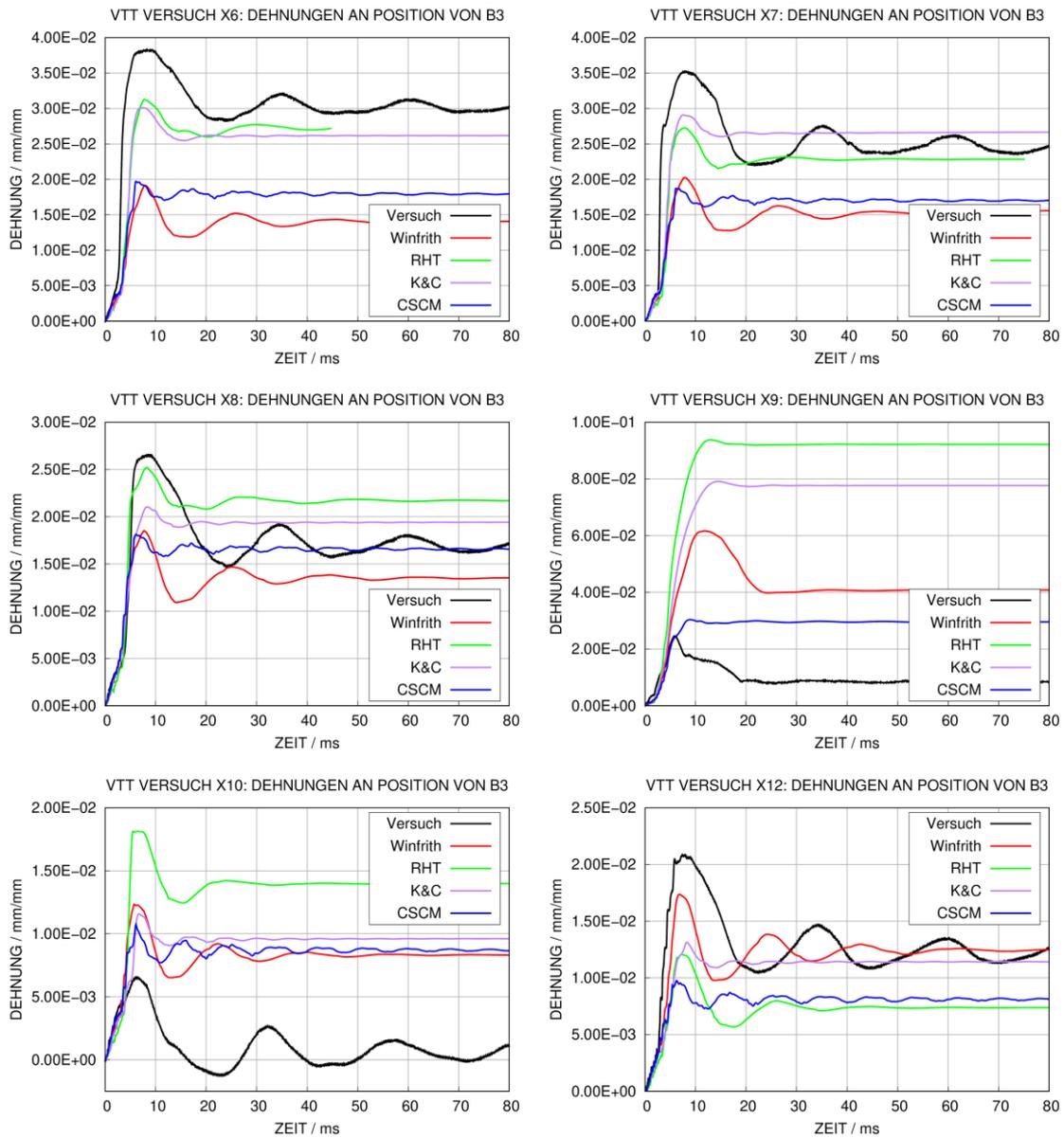


Abb. A.23 Simulierte und gemessene Dehnungen an Sensorposition B3 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

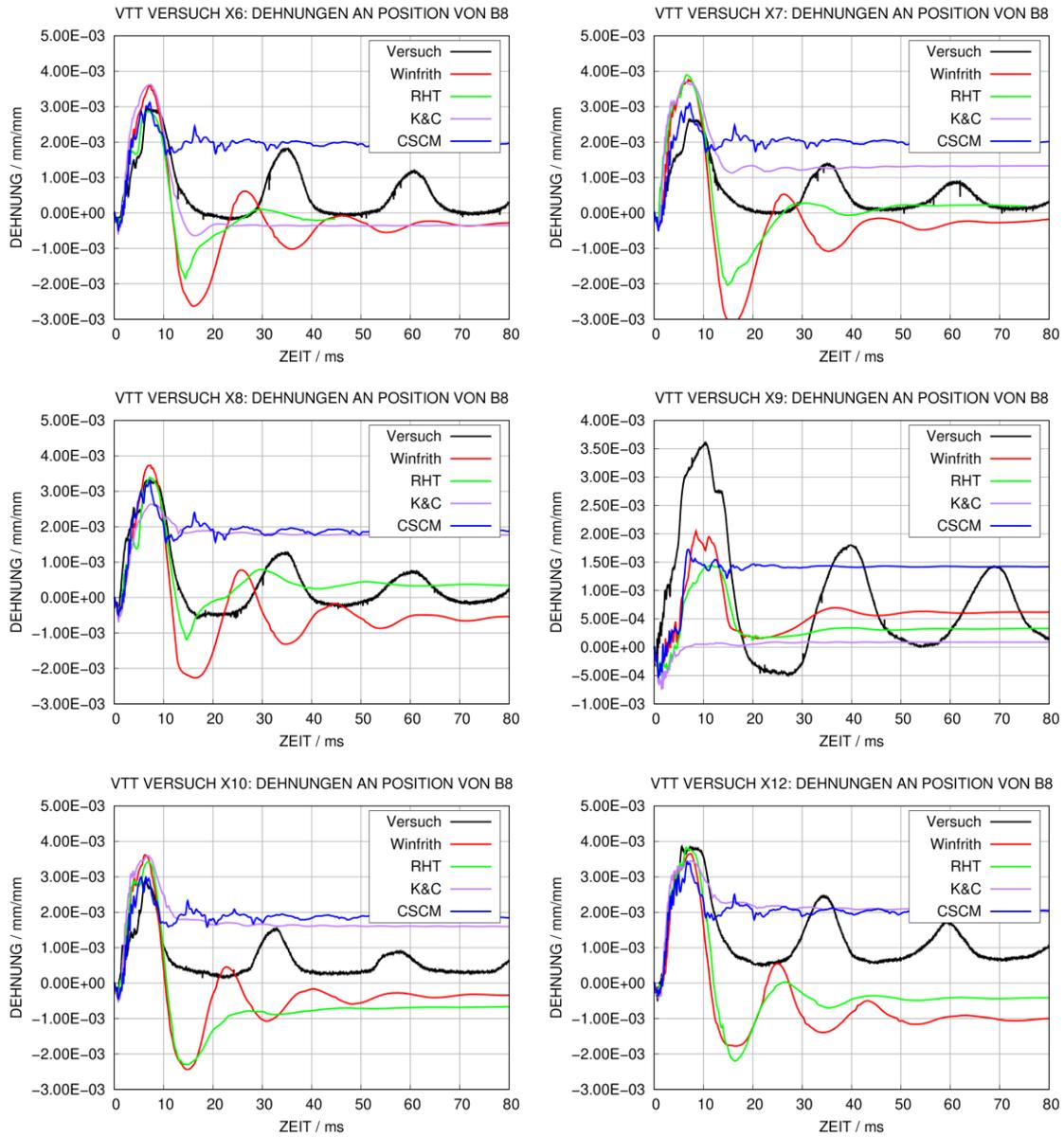


Abb. A.24 Simulierte und gemessene Dehnungen an Sensorposition B8 in ausgewählten Versuchen der X-Reihe

A.4 Auswertungen der IRIS-3-Versuche

A.4.1 Horizontale Verschiebungen von des IRIS-3-Versuchskörpers

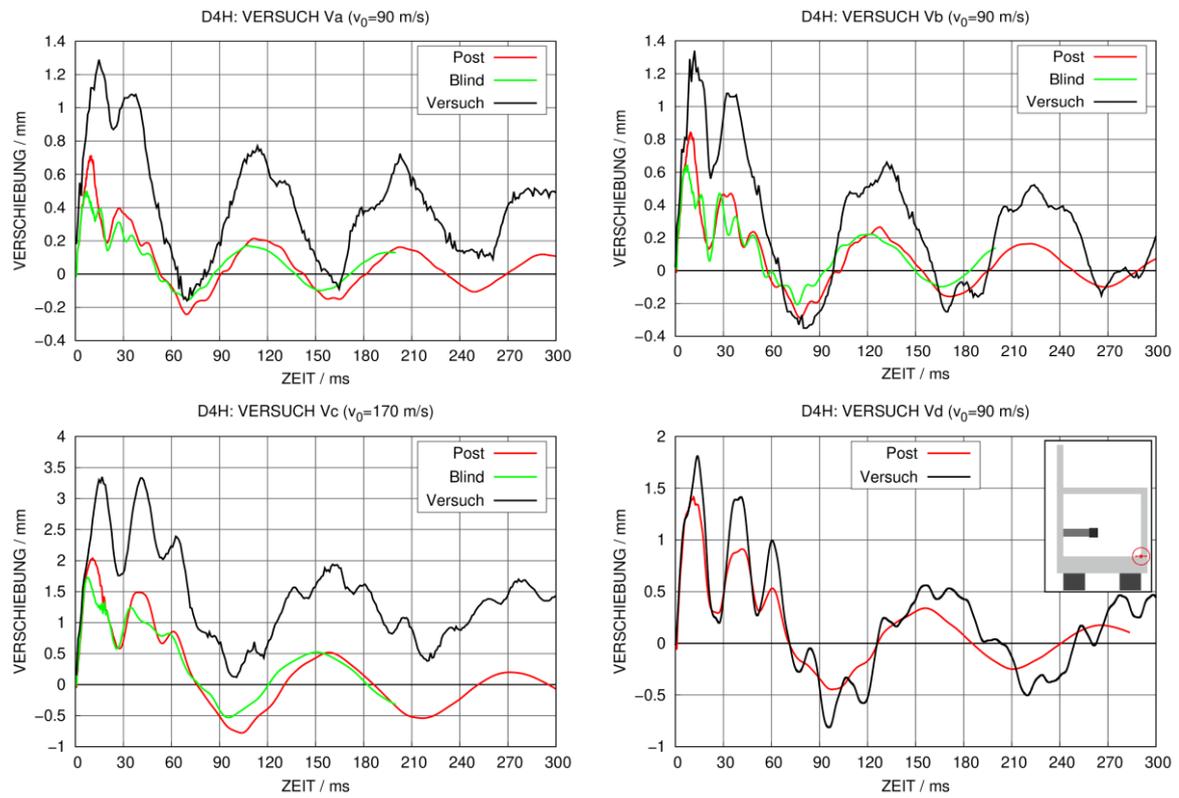


Abb. A.25 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D4H

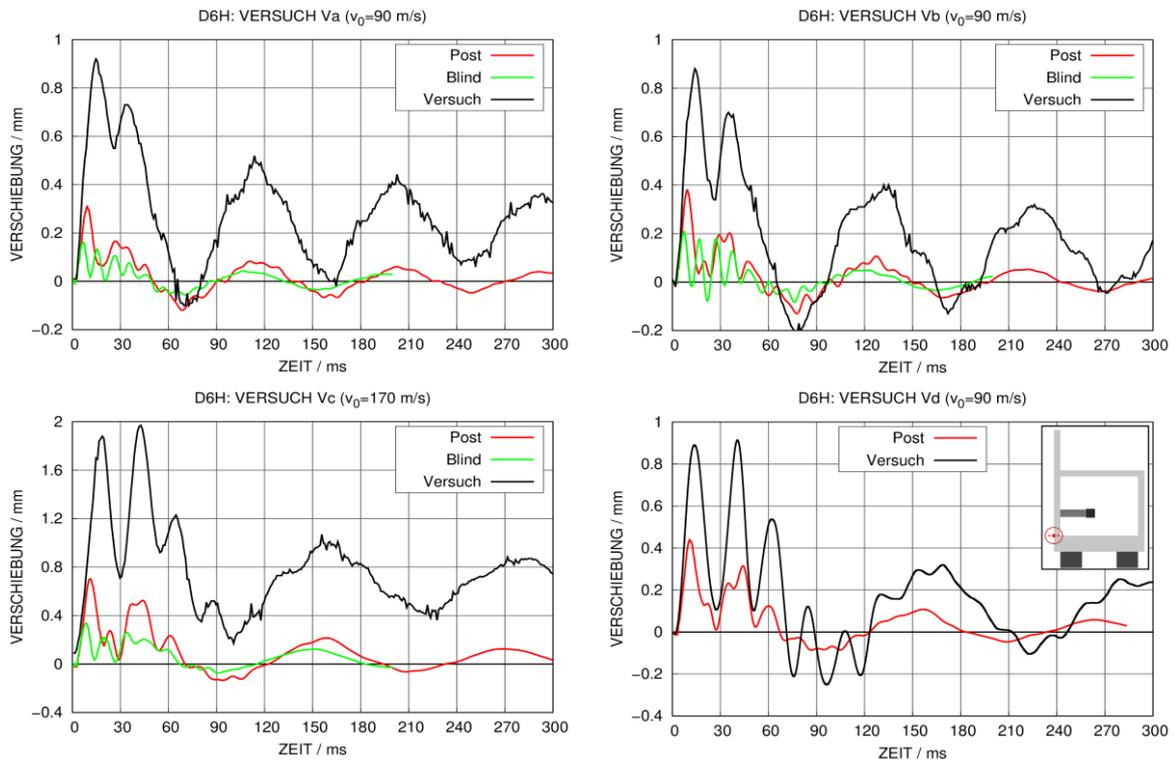


Abb. A.26 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D6H

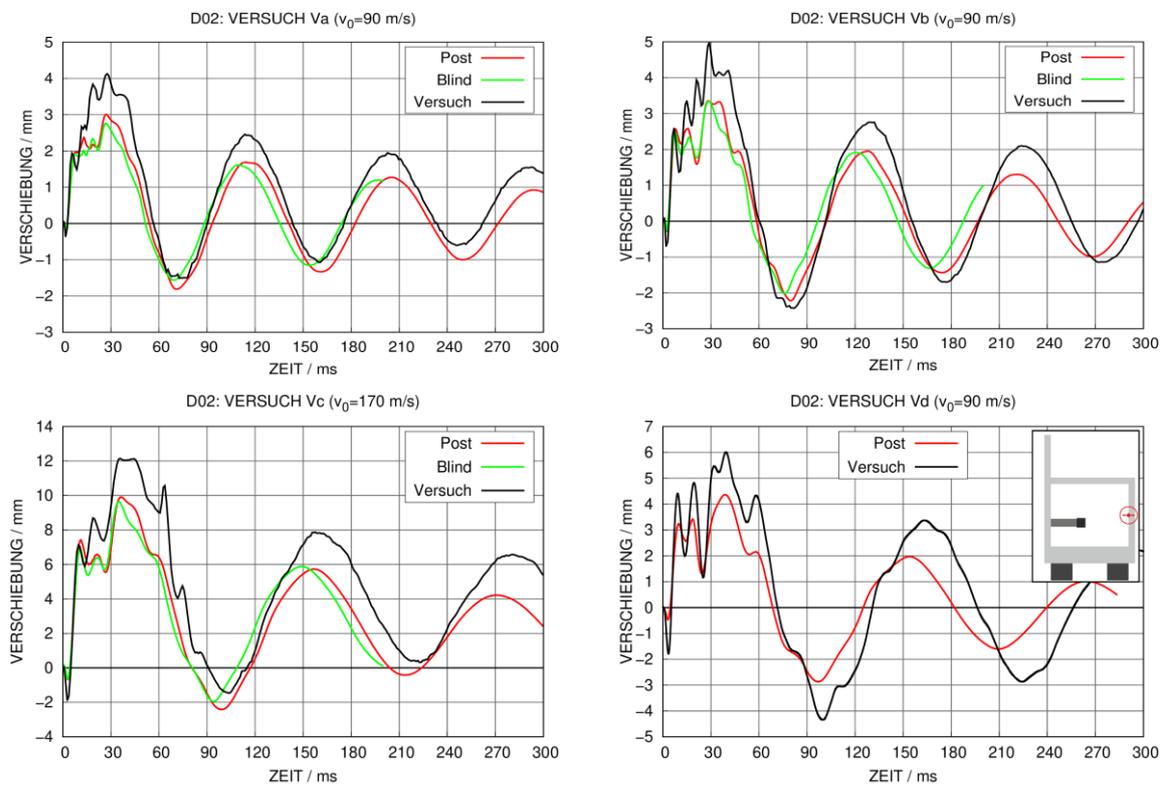


Abb. A.27 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D02 (seitlich auf Frontwand)

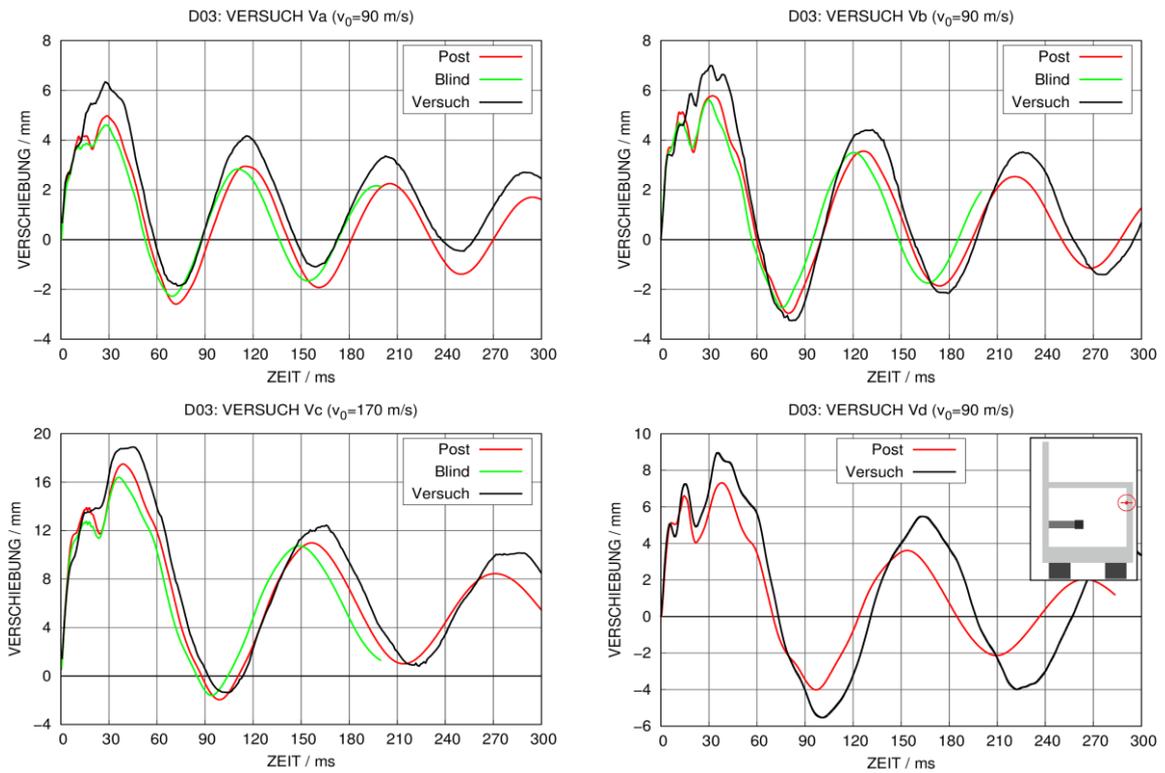


Abb. A.28 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D03 (mittig auf Frontwand)

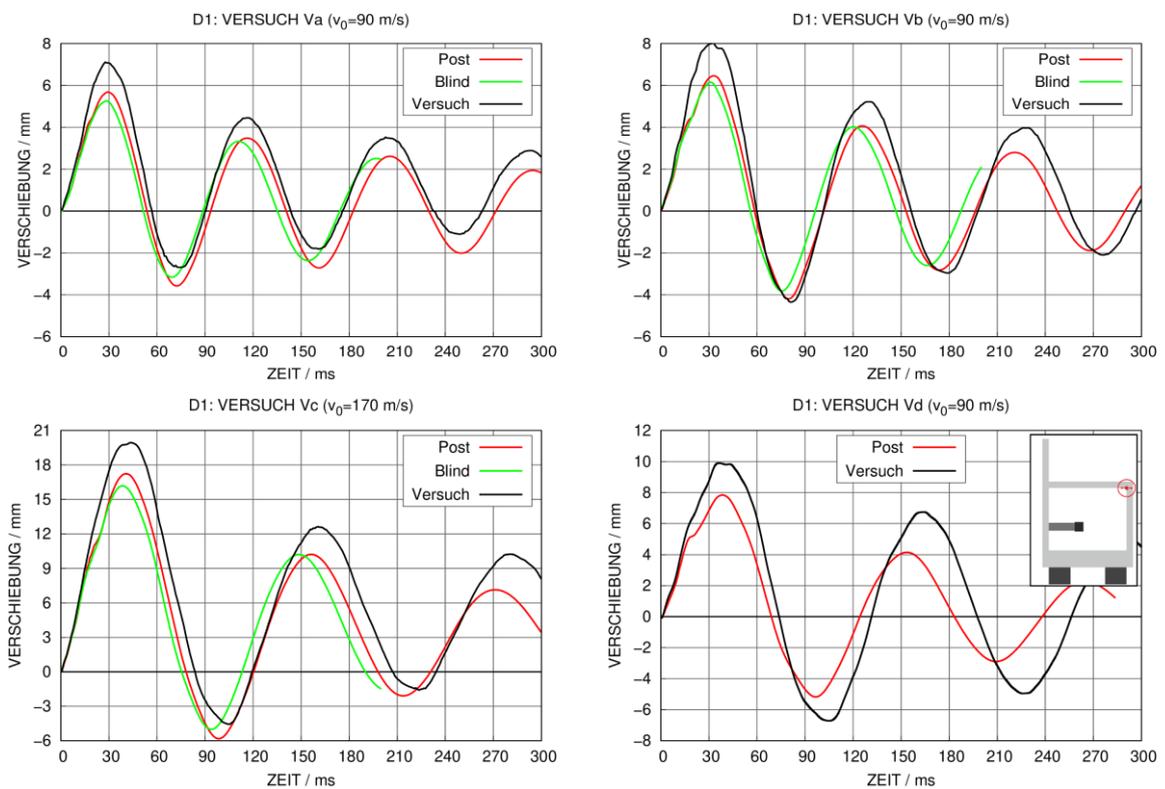


Abb. A.29 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D1 (Verbindung von Frontwand und Decke)

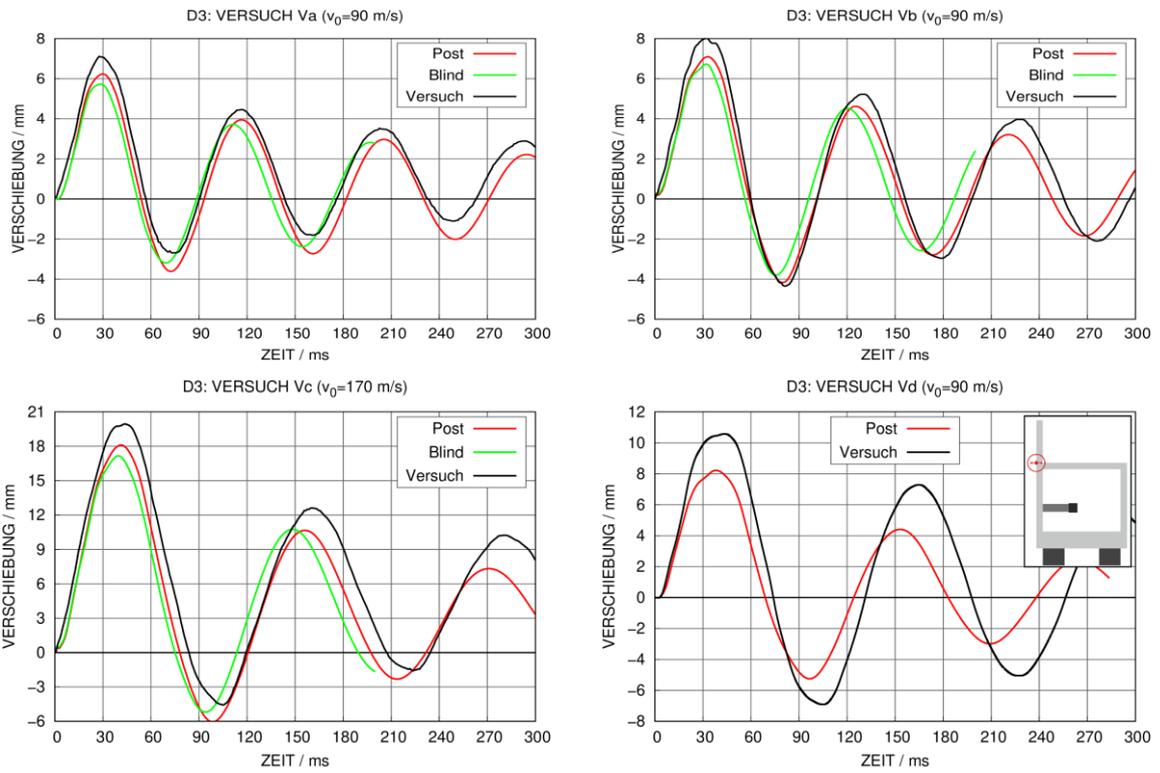


Abb. A.30 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D3 (Verbindung von Decke und Rückwand)

A.4.2 Vertikale Verschiebungen von des IRIS-3-Versuchskörpers

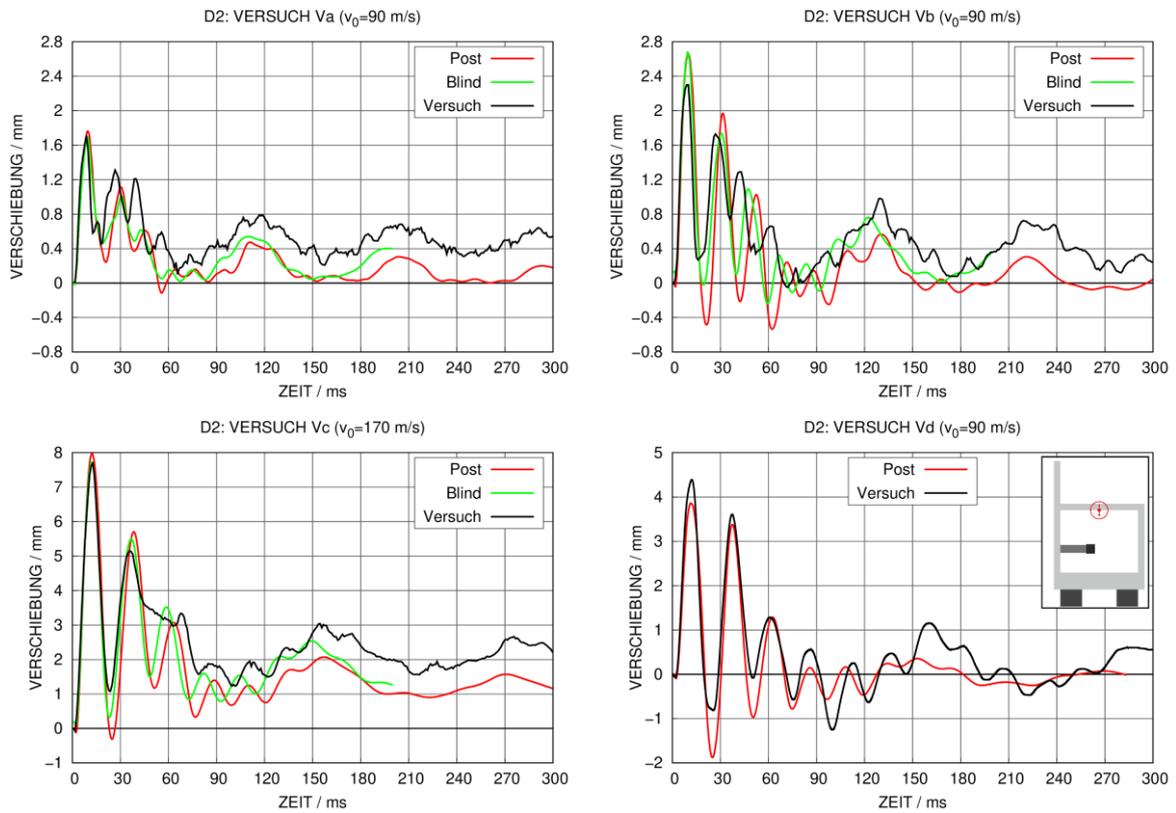


Abb. A.31 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D2

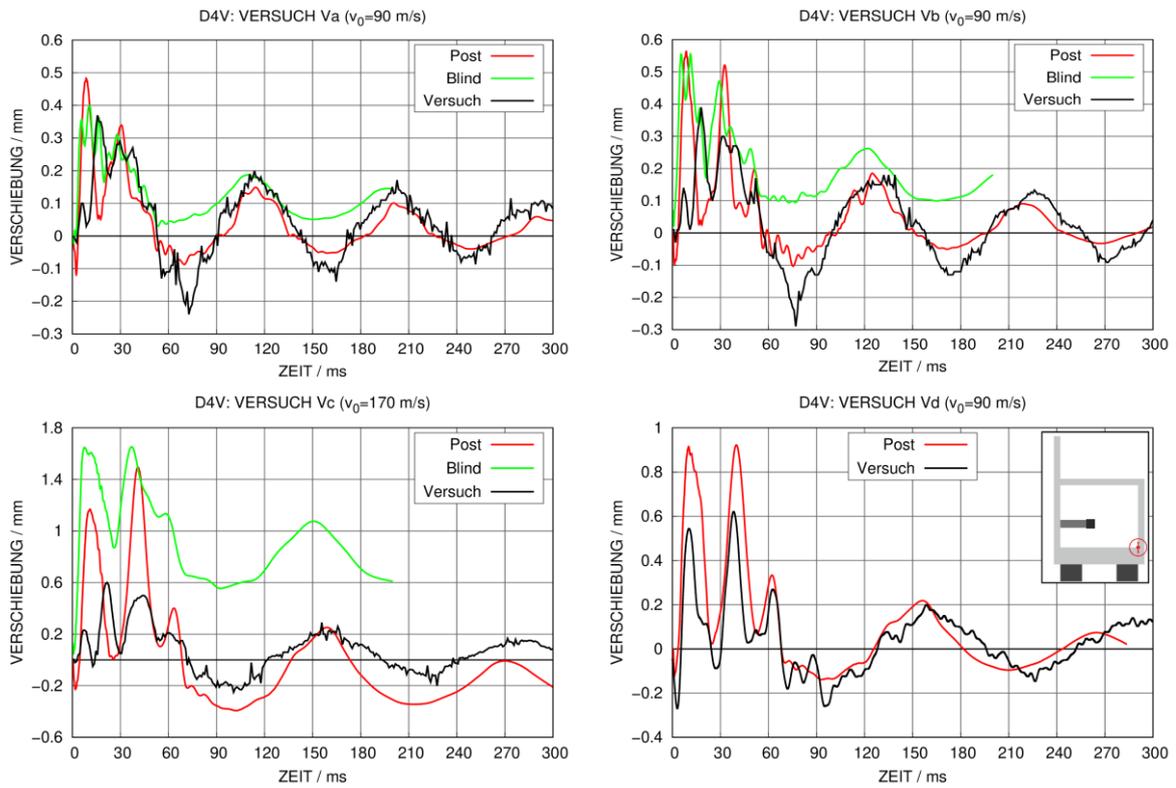


Abb. A.32 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D4V

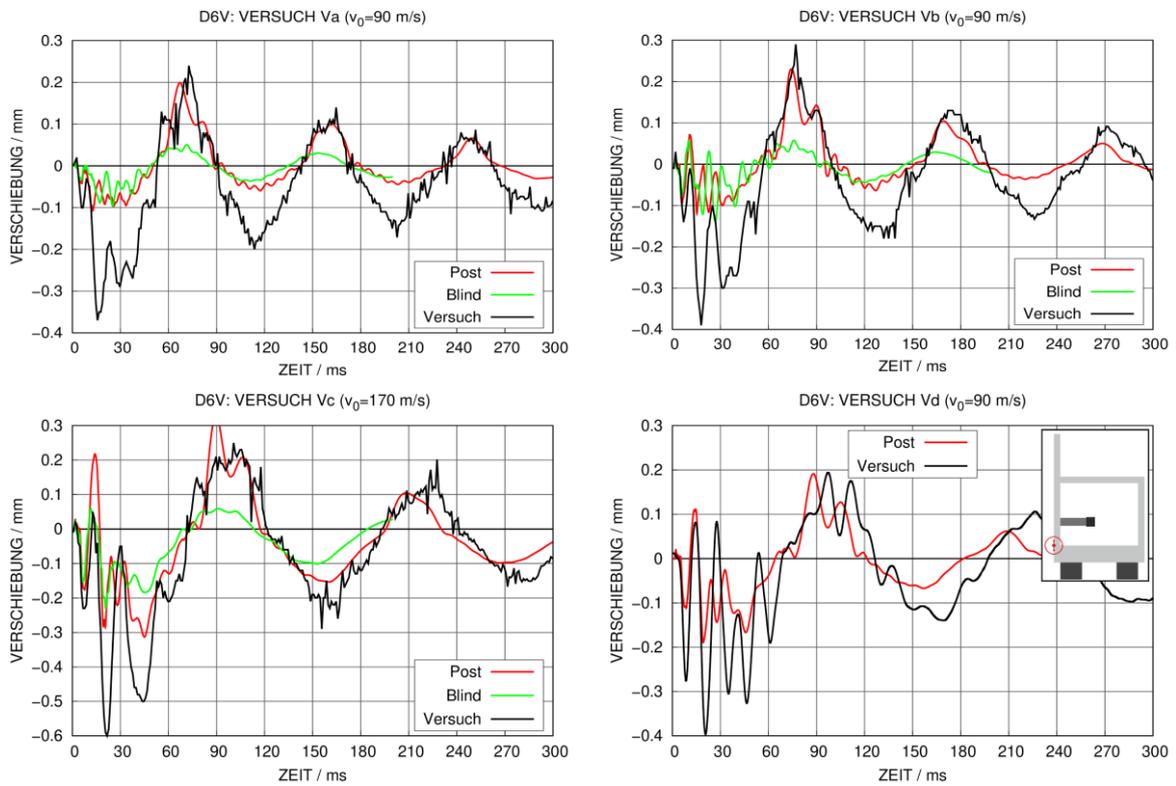


Abb. A.33 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an Position von D6V

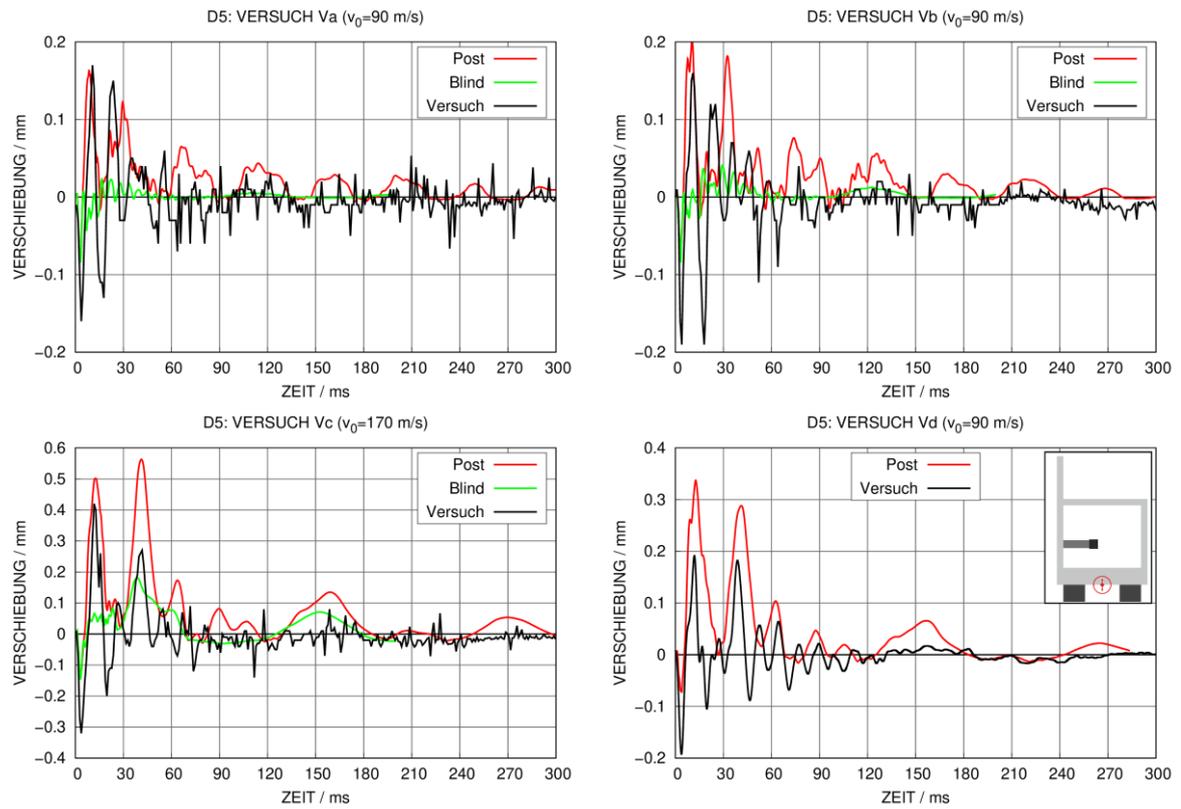


Abb. A.34 Vergleich gemessener und simulierter Verschiebungen an der Position von D5

A.4.3 Beschleunigungen der Pseudokomponenten

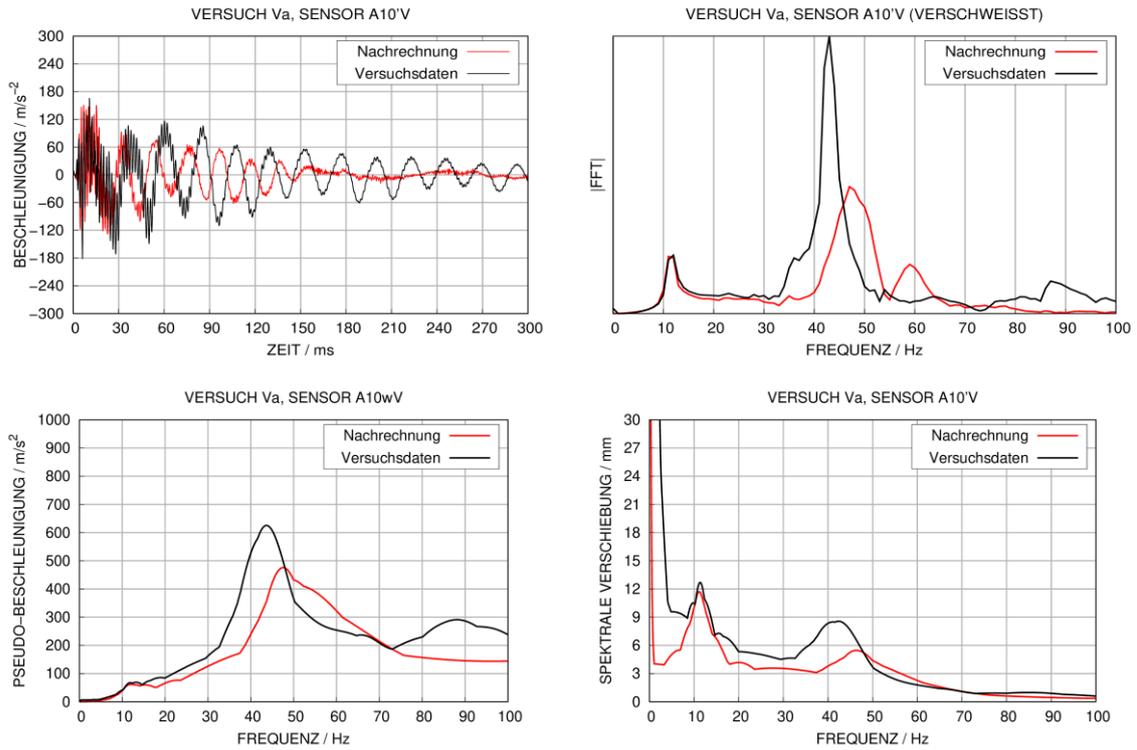


Abb. A.35 Analyse von Beschleunigungen an Position von A10wV in Versuch Va

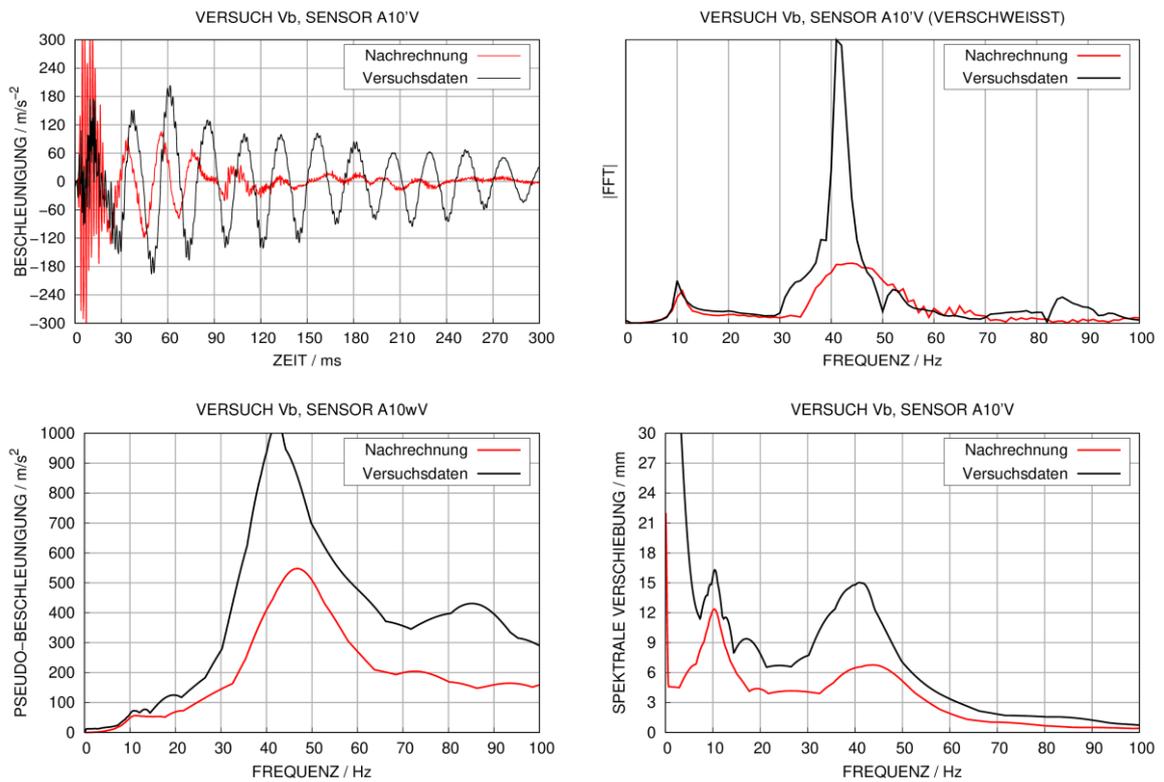


Abb. A.36 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10wV zu IRIS-3-Versuch Vb

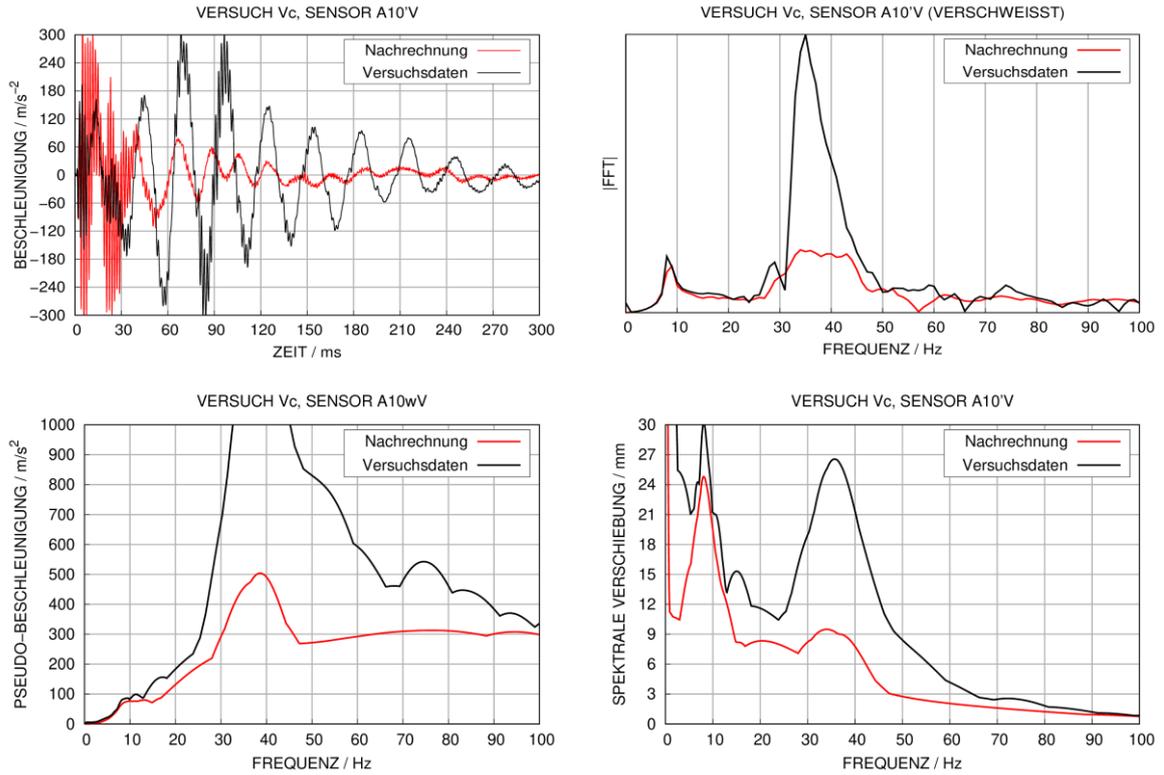


Abb. A.37 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10Vw zu IRIS-3-Versuch Vc

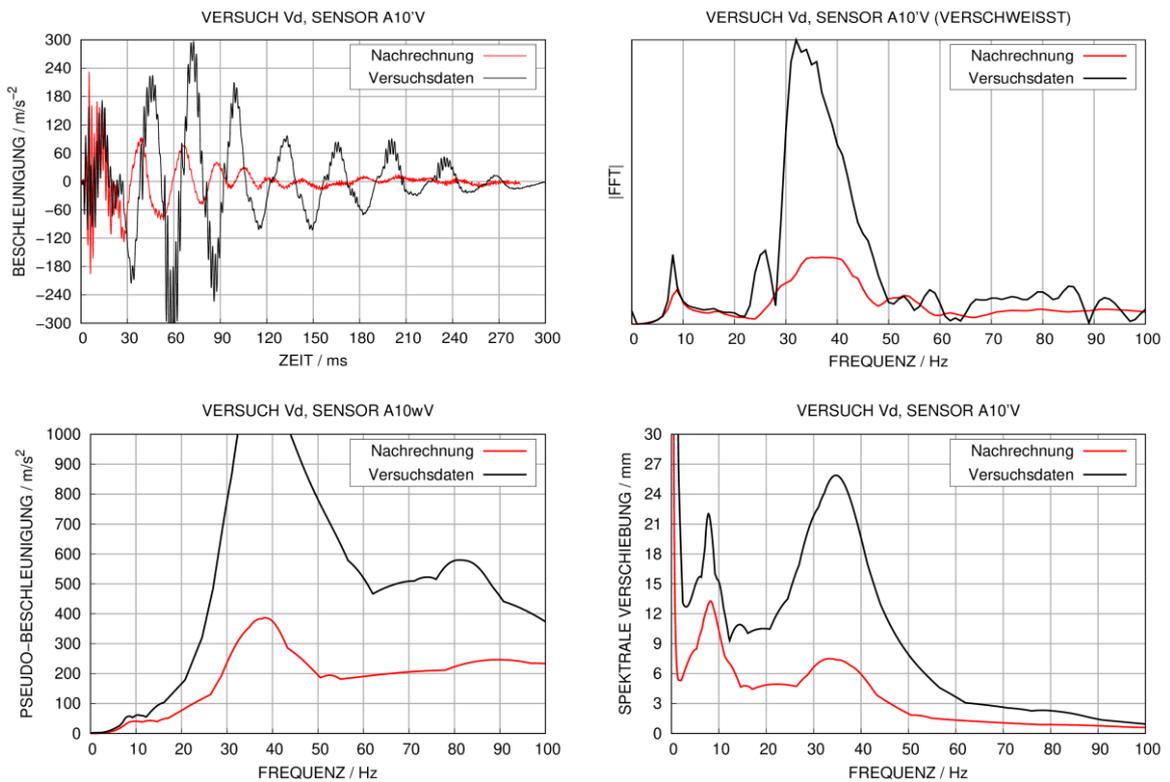


Abb. A.38 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10wV zu IRIS-3-Versuch Vd

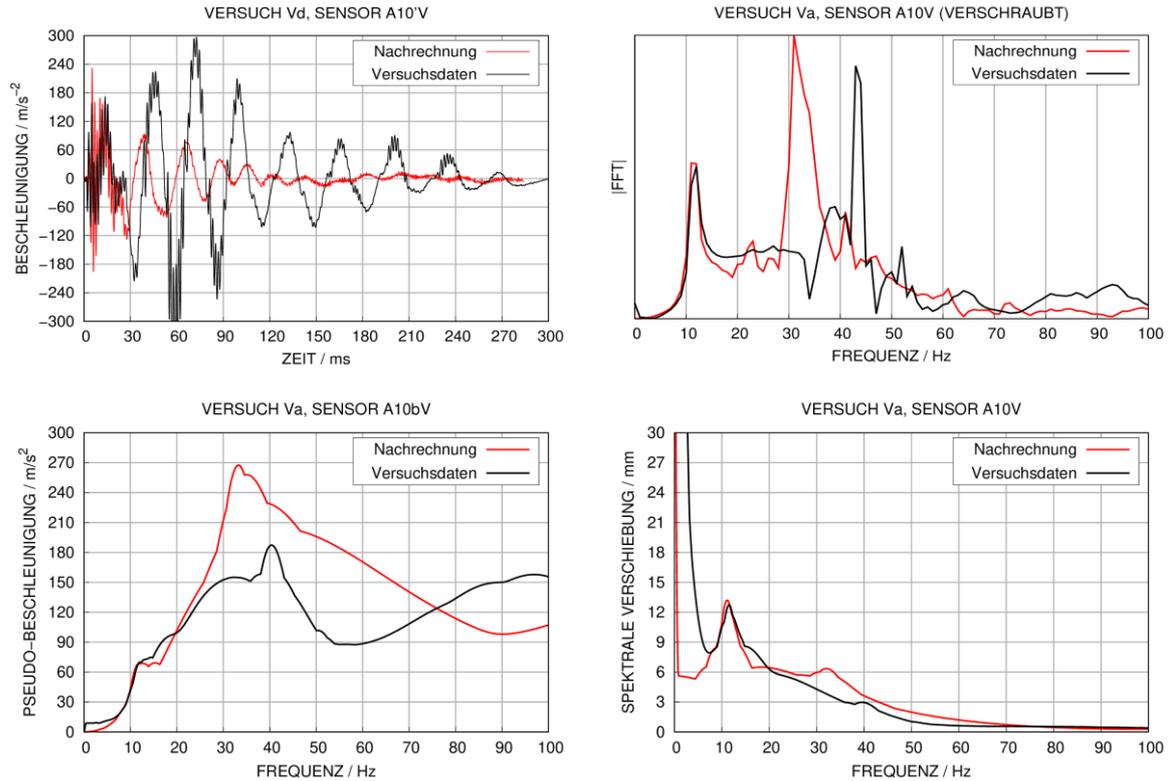


Abb. A.39 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Va

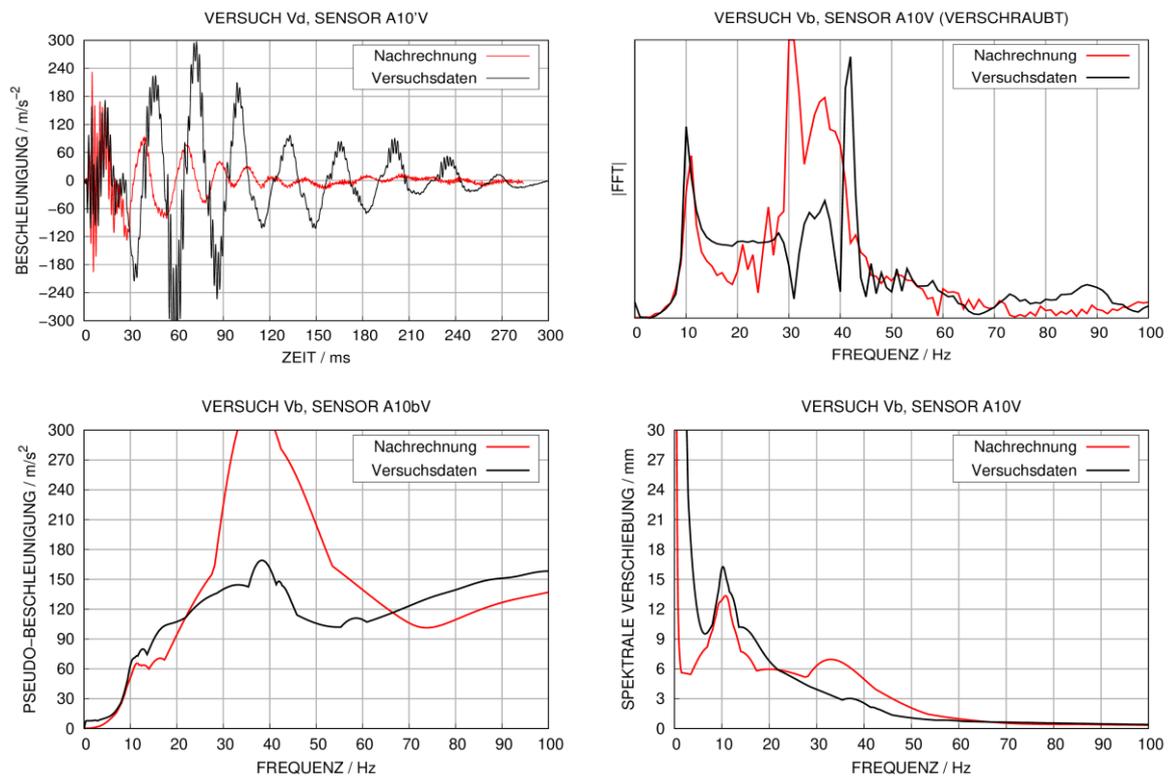


Abb. A.40 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vb

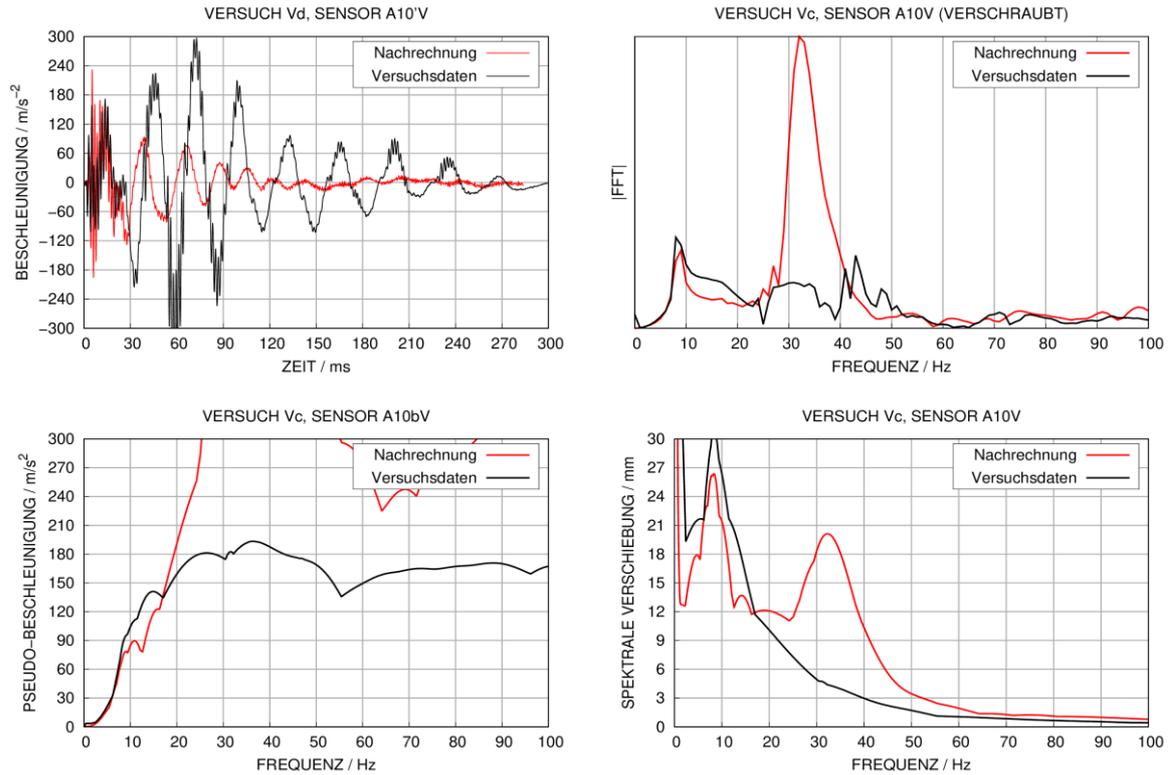


Abb. A.41 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vc

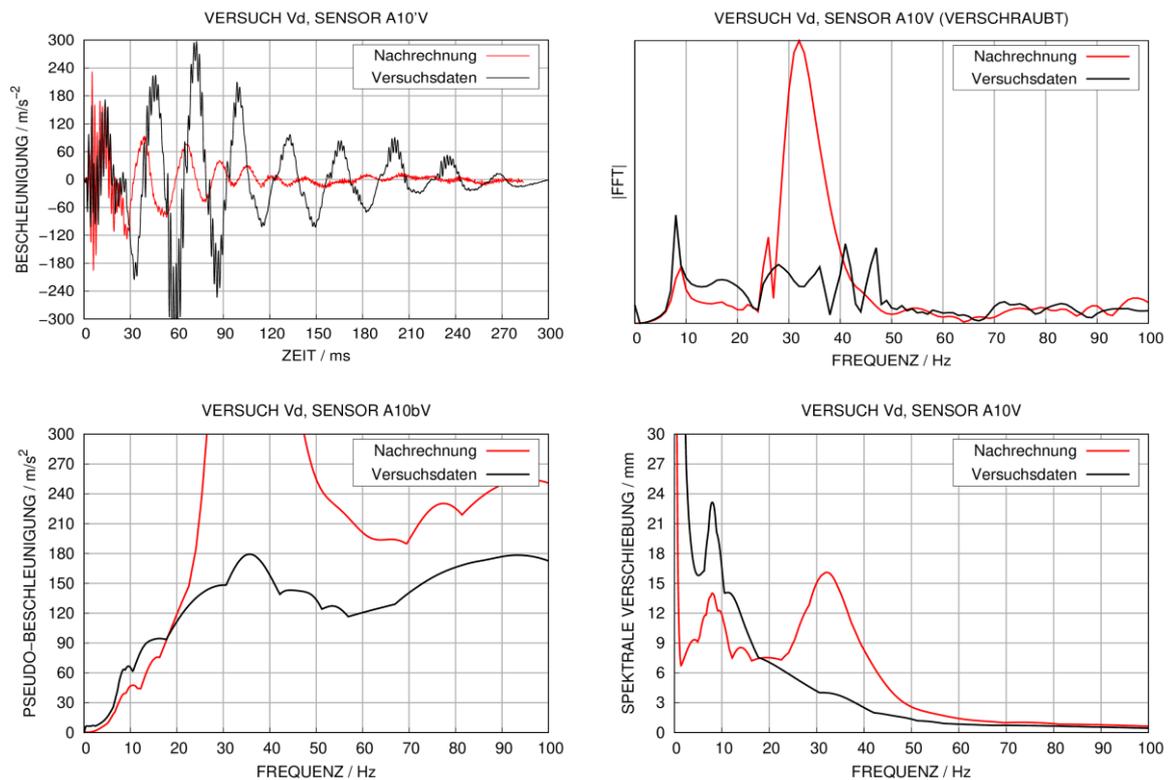


Abb. A.42 Analyse von Beschleunigungen an Position von Sensor A10bV zu IRIS-3-Versuch Vd

A.5 Auswertungen des VTT Versuchs V3

A.5.1 Dehnungen der Bewehrung in Versuch V3

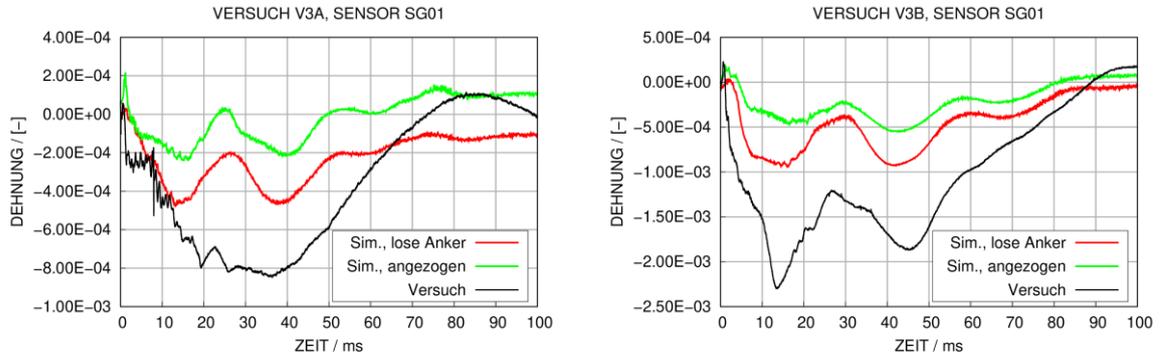


Abb. A.43 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG01 für VTT-Versuch V3

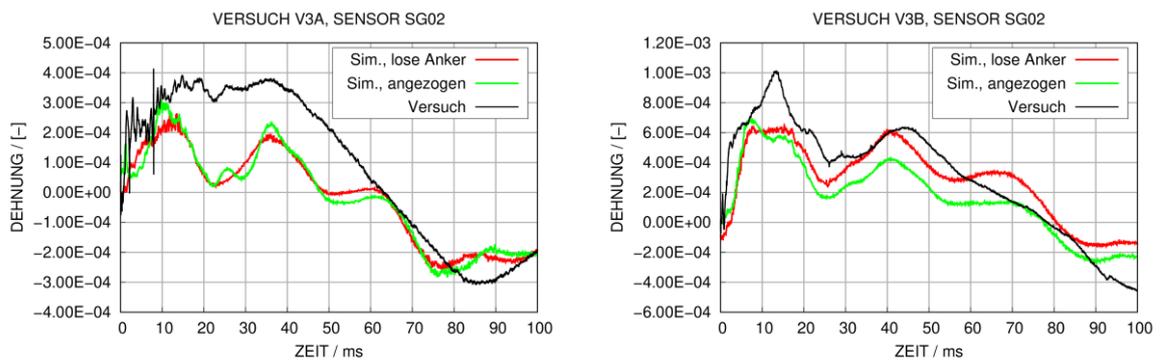


Abb. A.44 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG02 für VTT-Versuch V3

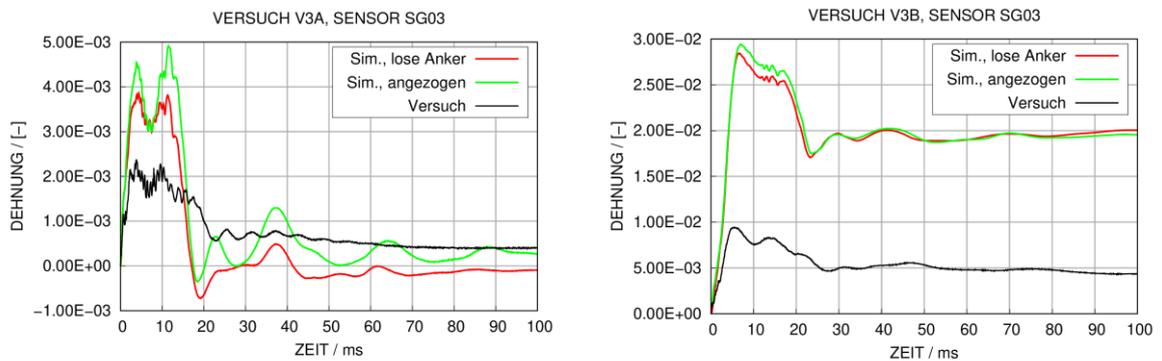


Abb. A.45 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG03 für VTT-Versuch V3

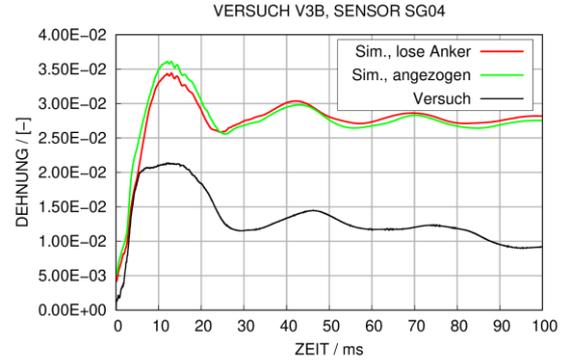
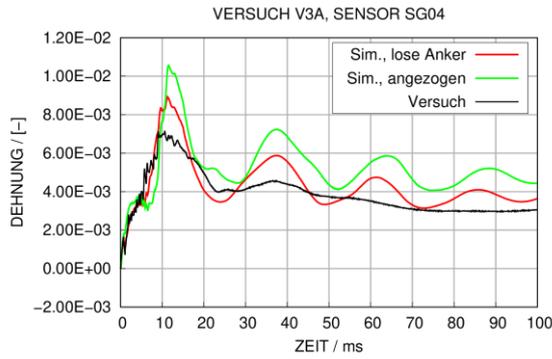


Abb. A.46 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG04 für VTT-Versuch V3

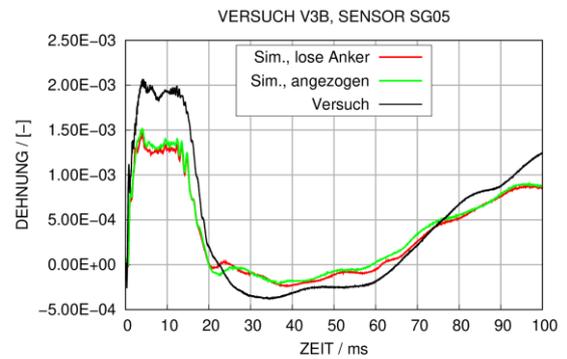
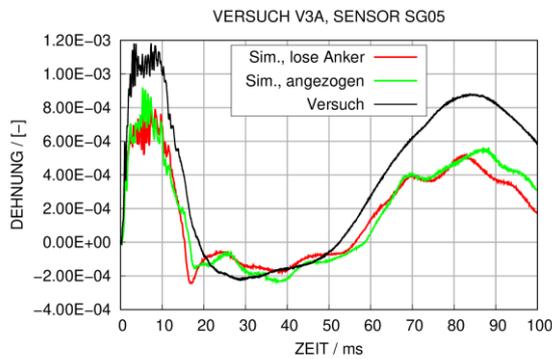


Abb. A.47 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG05 für VTT-Versuch V3

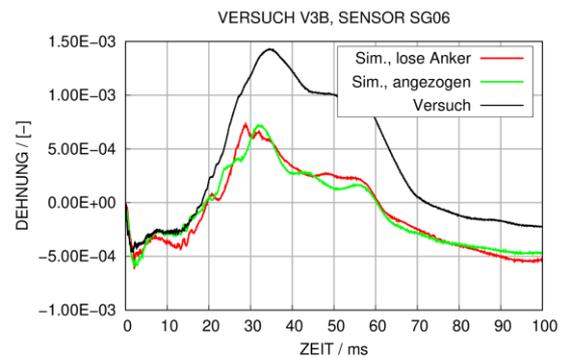
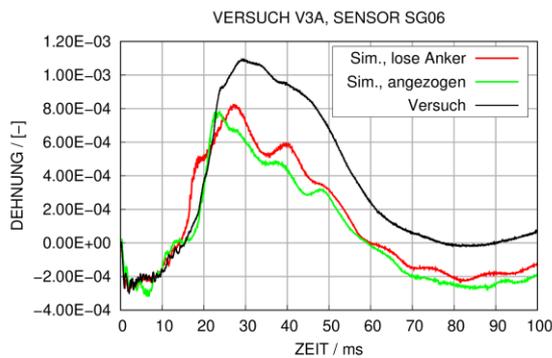


Abb. A.48 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG06 für VTT-Versuch V3

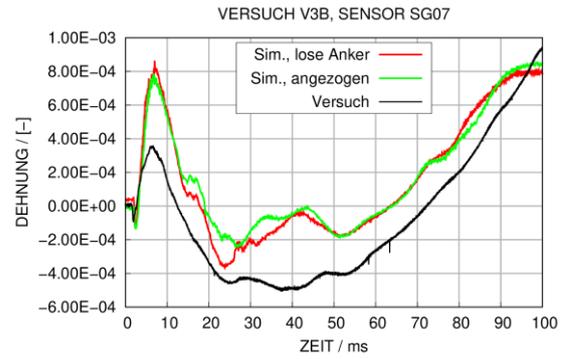
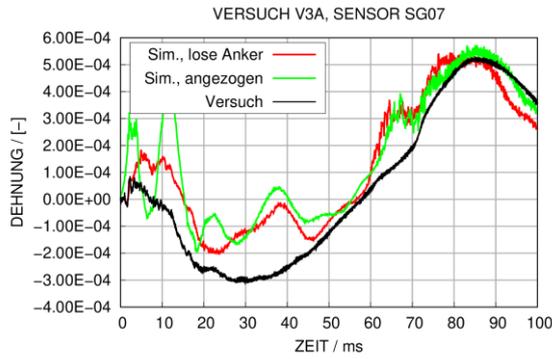


Abb. A.49 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG07 für VTT-Versuch V3

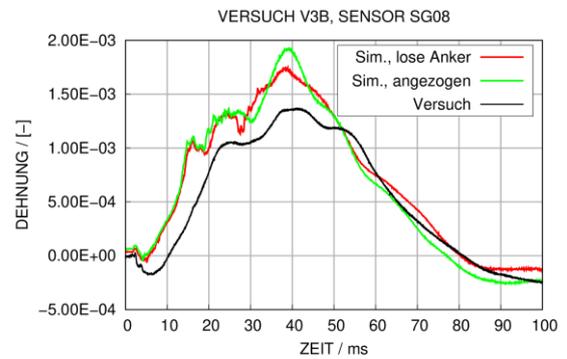
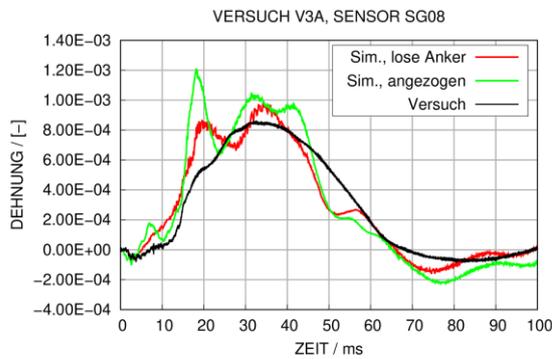


Abb. A.50 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG08 für VTT-Versuch V3

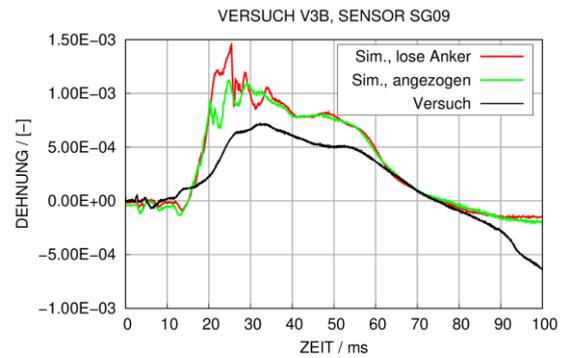
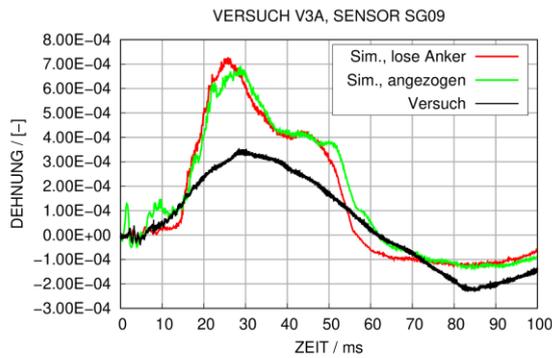


Abb. A.51 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG09 für VTT-Versuch V3

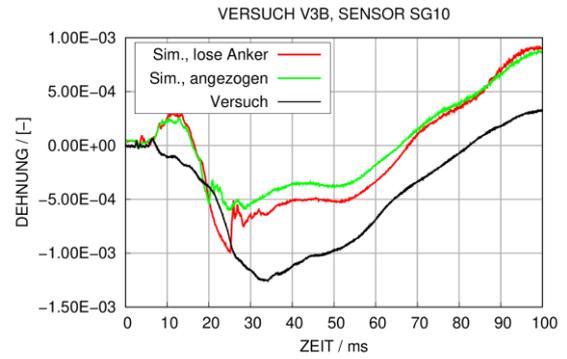
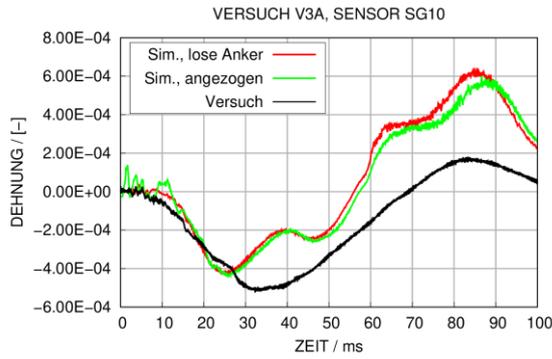


Abb. A.52 Berechnete und gemessene Dehnungen an Position von SG10 für VTT-Versuch V3

A.5.2 Analyse von Beschleunigungen in Versuch V3

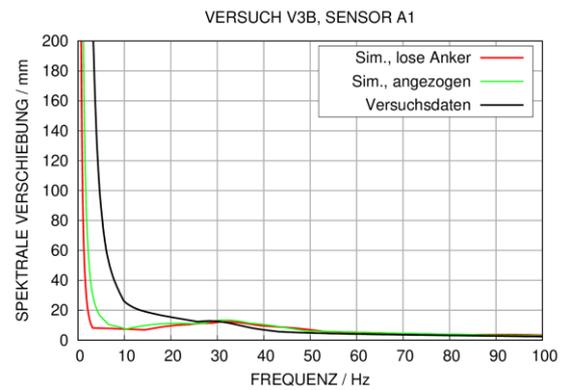
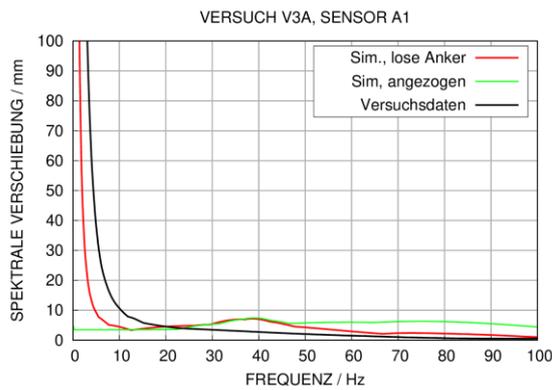
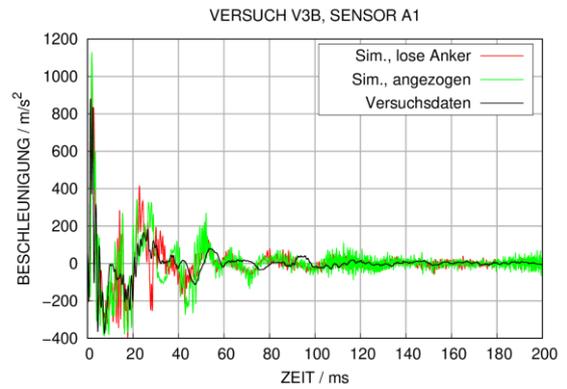
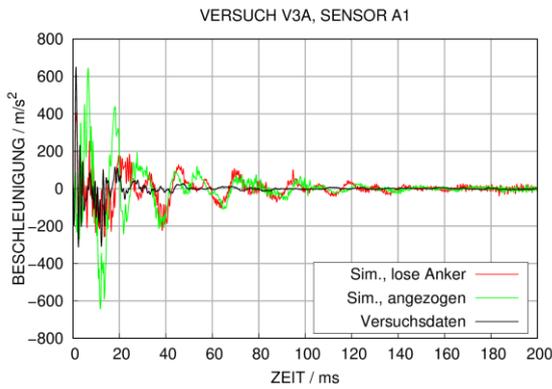


Abb. A.53 Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A1)

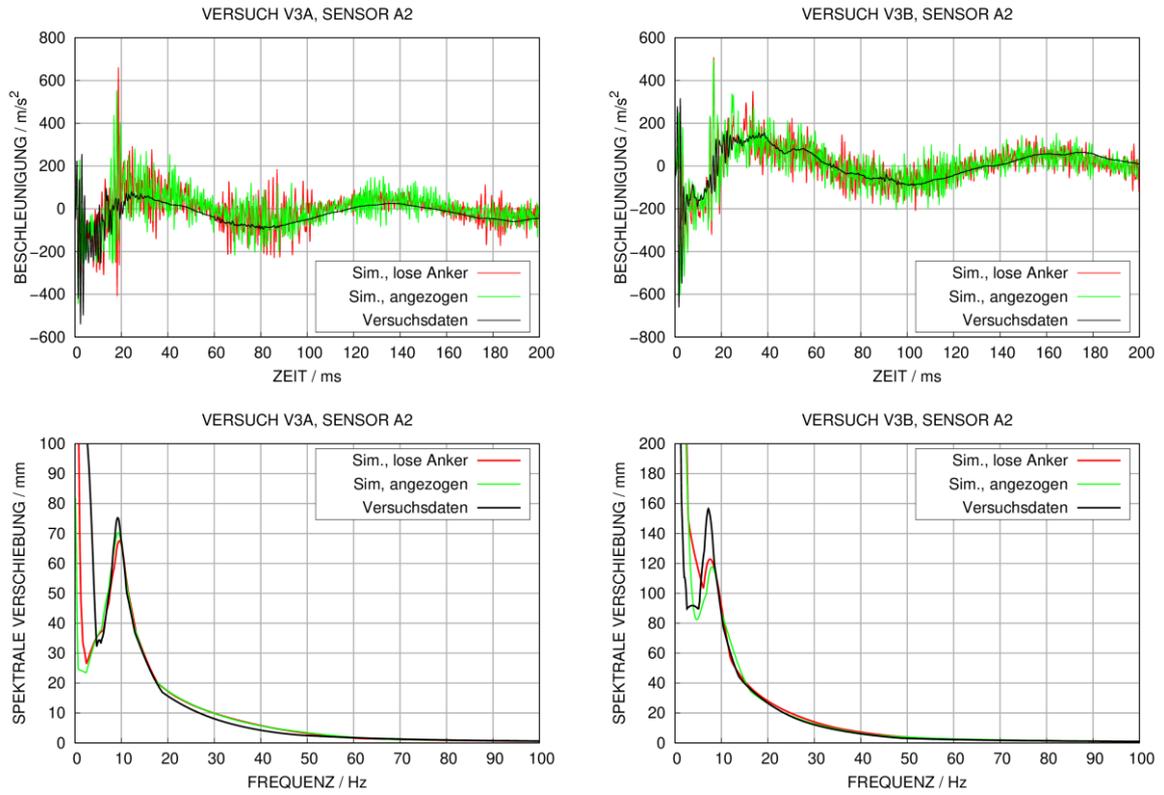


Abb. A.54 Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A2)

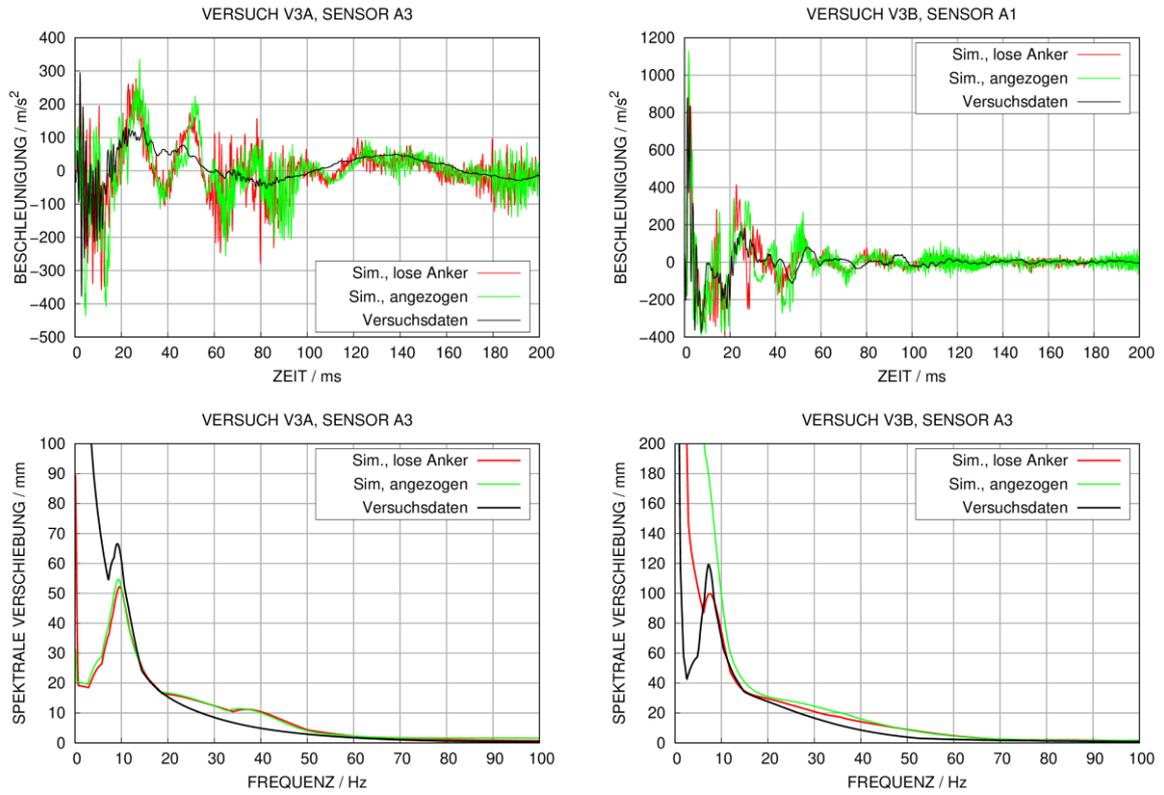


Abb. A.55 Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A3)

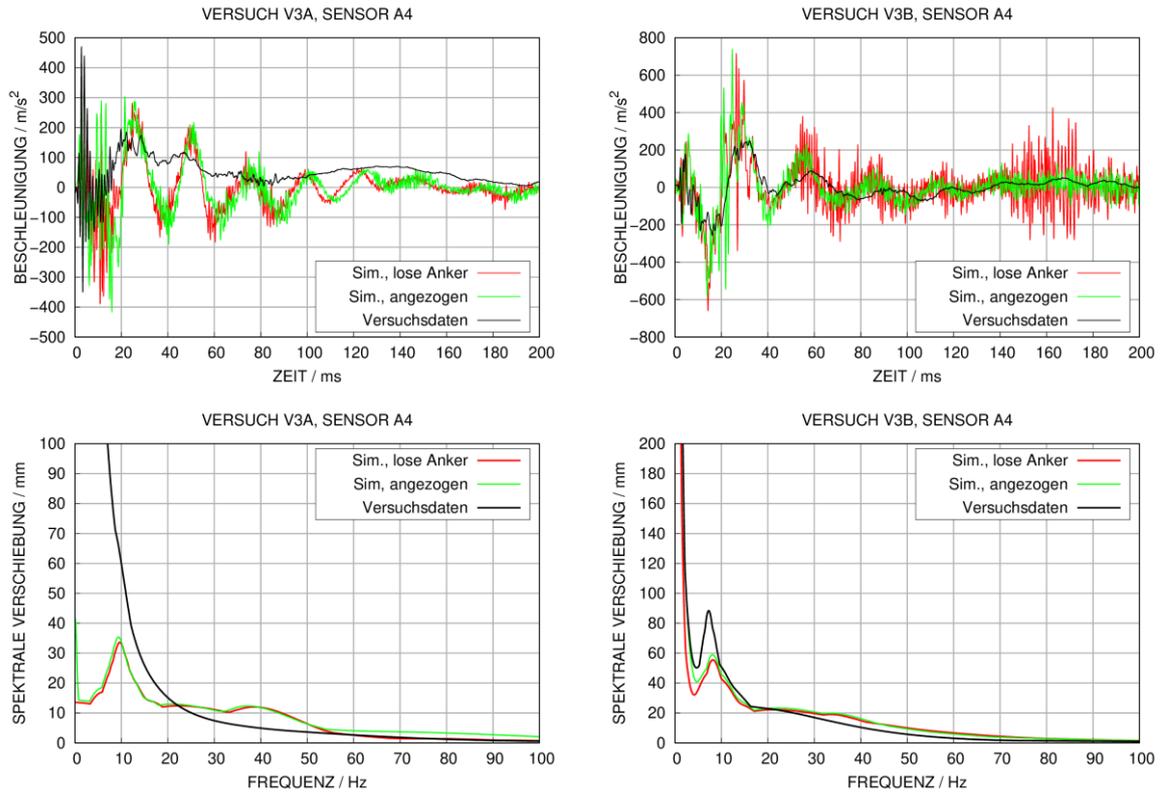


Abb. A.56 Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A4)

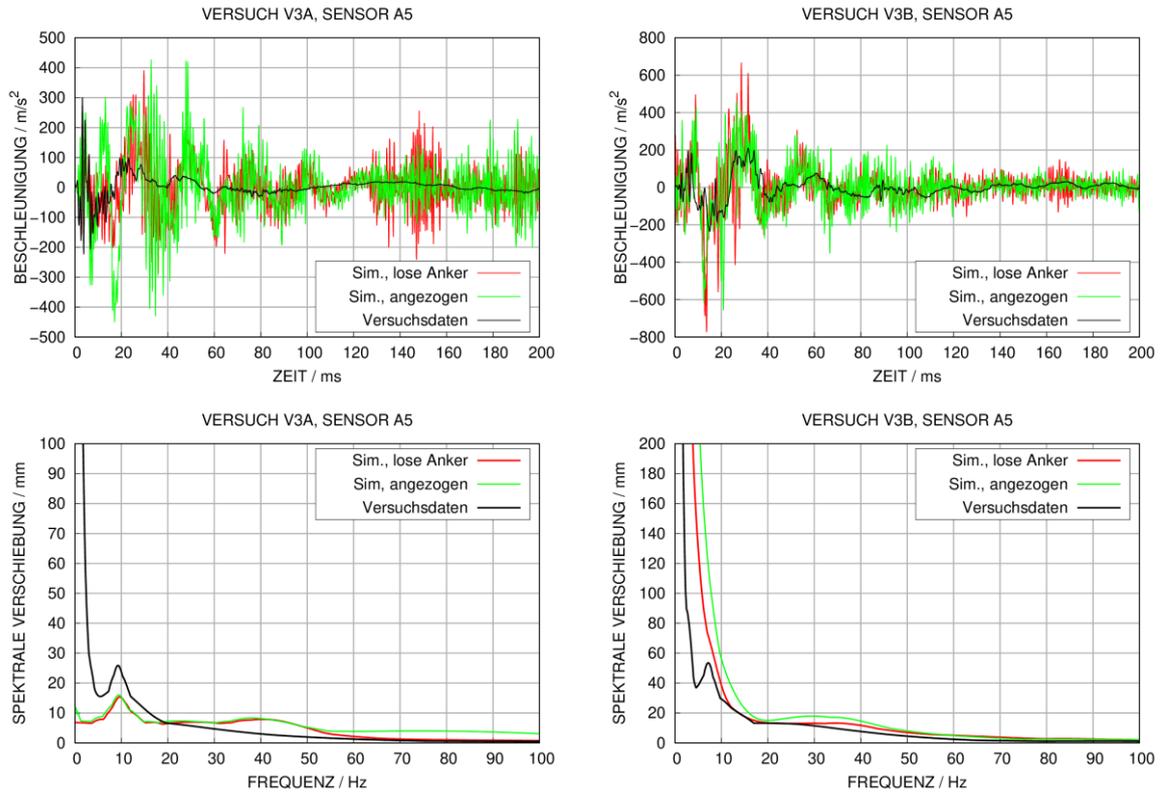


Abb. A.57 Berechnete und gemessene Beschleunigungen sowie spektrale Verschiebungen zu VTT-Versuch V3 (Sensor A5)

A.6 Unterprogramm EXEDIT für ANSYS AUTODYN zur Abschätzung von Flüssigkeitseintrag

```
SUBROUTINE EXEDIT3
  USE kindf
  USE wrapup
  USE cycvar
  USE subdef
  USE mdgrid3
  USE object
  IMPLICIT NONE

  REAL*8 :: perf_masse, z_min, z_temp, masse_kontroll, masse_in-
nen, masse_aussen
  INTEGER :: n_partikel, i_partikel, i, j, k, IJK

  NSUB=1
  CALL GETSUB
  n_partikel=NSPHOB(1)
  perf_masse=0.0d0
  masse_kontroll=0.0d0
  masse_innen=0.0d0
  masse_aussen=0.0d0
  z_min=-150.0d0
  z_1=0.0d0

  DO i_partikel=1,n_partikel
    IJK=IJKSET3(1,i_partikel,1)
    z_temp=ZN(IJK)
    ! Eintrag?
    IF(z_temp.LE.z_min) THEN
      perf_masse=perf_masse+PMASS(IJK)
    END IF
    ! Zwischenraum?
    IF(z_temp>z_min .AND. z_temp<z_1) THEN
      masse_innen=masse_innen+PMASS(IJK)
    END IF
    ! Aussen?
    IF(z_temp.GE.z_1) THEN
      masse_aussen=masse_aussen+PMASS(IJK)
    END IF
  END DO

  masse_kontroll=masse_aussen+masse_innen+perf_masse
  OPEN(unit=10, file="MASSENEINTRAG_L_REIHE.dat", status="unk-
nown", position="append", recl=1000)
  IF (time.LE.0.01) THEN
    WRITE(10,*) "TIME,
NCYCLE,M[hinter],M[innen],M[aussen],M[gesamt]"
  END IF
  WRITE(10,*) TIME, NCYCLE, perf_masse, masse_innen, masse_aus-
sen, masse_kontroll
  CLOSE(10)
  RETURN
END SUBROUTINE EXEDIT3
```

**Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) gGmbH**

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de